

SIMMER-IIコードによるPurdue大学の
炉心膨張模擬試験の解析

区 分 変 更	
変更後資料番号	PNC SN941 85-44
決裁年月日	平成 10 年 5 月 12 日

1985年3月

動力炉・核燃料開発事業団
大洗工学センター

この資料は、動燃事業団の開発業務を進めるため、限られた関係者だけに配布するものです。従って、その取扱いには十分注意を払って下さい。なお、この資料の供覧、複製、転載、引用等には事業団の承認が必要です。

配 布 限 定
PNC SN 941 85-44
1985 年 3 月

SIMMER-II コードによる Purdue 大学の炉心膨張模擬試験の解析

近藤 悟,* 青柳 純次**

要 旨

SIMMER-II コードによる HCDA の炉心膨張過程の解析によると、発生する機械的エネルギーが種々の熱流力現象により大きく低減される可能性が示された。SIMMER-II コードを標準的な安全評価手法として確立して行くためには、エネルギー低減効果に関する実験的検証が不可欠である。

本研究では、我が国における SIMMER-II の検証の初の試みとして、米国 Purdue 大学で実施された炉心膨張模擬試験（Omega 実験）の解析を行った。この実験では、室温における高圧ガス、高温・高圧の 2 相混合物を、原子炉容器の上部プレナムを模擬した水プール中に噴出・膨張させ、気泡の挙動、液体スラグの運動を測定している。

SIMMER-II による室温における N₂ ガス膨張試験の解析では、入力パラメータを調節することなく、スラグインパクト時間（液体スラグの運動に対応）を再現することが示された。従って、SIMMER-II の全体的流体力学モデルの妥当性はほぼ検証されたと考えられる。一方、高温流体の膨張実験では、伝熱・相変化等の rate-limited process が存在し、実験データとの一致は室温実験ほど良くない。その理由は、気泡界面において SIMMER ではモデル化されていない entrainment（低温液体が高温蒸気泡に取り込まれることによる凝縮の促進の効果）が発生しているためである。本研究では、液体間の熱伝達係数を増加することで、この効果を近似的に模擬できることが示された。この結果をそのまま実機解析に外挿することは出来ないが、少くともこれまでの解析は蒸気の凝縮に関しては十分な保存性を有していると判断できる。

今後も同種の実験の継続によるデータベースの拡充が重要である。特に今回検討した蒸気泡の挙動よりもさらに大きなエネルギー低減が期待できる炉心上部構造における熱的・流体力学的損失に関する SIMMER の検証が重要となる。

* 大洗工学センター、高速炉安全工学部、炉心安全工学室

** 現在、ファコム・ハイタック（株）

NOT FOR PUBLICATION
PNC SN941 85-44
March, 1985

SIMMER-II Analysis of Simulated Core Expansion Experiments
at Purdue University

Satoru Kondo* and Junji Aoyagi**

ABSTRACT

In the analysis of a core expansion (or postdisassembly expansion) phase by the SIMMER-II code, it was shown that there exist various thermo-hydraulic phenomena available for mitigating effectively the mechanical energy released in a hypothetical core disruptive accident. To utilize SIMMER-II as a standard tool in future safety assessment, the experimental validation of the code is crucial especially on the energetics-mitigating effects.

In this study, a series of simulated core expansion experiments performed at Purdue University was analyzed by SIMMER-II as the first effort of the code validation program in Japan. In the experiments, either the nitrogen gas at room temperature or the flashing water at high temperature was injected and expanded into the water pool simulating the outlet plenum of the reactor vessel (a 1/7-scaled model of the Clinch River Breeder Reactor vessel).

In the analysis of the nitrogen expansion experiments, SIMMER-II could reproduce the experimentally measured slug impact time without adjusting input parameters. This means that the overall fluid-dynamics model of SIMMER-II is valid. In the flashing water expansion experiments, on the other hand, SIMMER did not reproduce the experimental data very well due to the presence of complex rate-limited processes including heat transfer and phase transition. This discrepancy is ascribed to lack of modeling the entrainment phenomenon occurring at the interface of a vapor bubble. The effect of the entrainment is very important since the entrained cold liquid efficiently enhances the vapor condensation and hence reduces the slug kinetic energy. It was shown that this effect can be approximated by increasing the heat transfer coefficient between liquid components. Obviously, this result cannot be directly extrapolated to the reactor condition, but implies that the nominal SIMMER parameters are conservative from the energetics point of view because of underestimation of the vapor condensation.

Currently there is only a limited experimental data base in this area and hence this kind of experiments on the dynamic behavior of a vapor bubble in a cold pool should be continued. Furthermore, the SIMMER validation experiments are highly necessary on the effect of the upper core structure which is expected to have a large potential of energetics mitigation.

* Reactor Safety Section, FBR Safety Engineering Division, O-arai Engineering Center, Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation.

** presently with FACOM-HITAC Limited.

目 次

要 旨	i
Abstract	ii
List of Table	v
List of Figures	vi
1. 序 論	1
2. HCDA の炉心膨張過程	4
2.1 事故シナリオの概説	4
2.2 SIMMER - II による過程の解析	7
2.3 炉心膨張過程に対する SIMMER - II の検証の現状	9
3. Purdue 大学の Omega 実験について	12
3.1 実験装置	12
3.2 実験マトリックス	12
4. 計算結果と検討	18
4.1 計算条件	18
4.2 I シリーズ試験の解析	19
4.2.1 気泡の膨張挙動	19
4.2.2 液体スラグの挙動	19
4.2.3 カバーガス圧力とスラグインパクト挙動	19
4.2.4 カバーガスの圧縮挙動の検討	33
4.2.5 1次元簡易解析との比較	35
4.2.6 I シリーズ解析の結論	36
4.3 N シリーズ試験の解析	36
4.3.1 単成分モデルでの解析	38
4.3.2 2成分モデルでの解析	42
4.3.3 蒸気泡の冷却の効果の検討	43
4.3.4 物性値の温度依存性の効果の検討	43
4.3.5 N シリーズ解析の結論	43
4.4 V シリーズ試験の解析	46
4.4.1 気泡の膨張挙動	47
4.4.2 スラグの運動とインパクト挙動	47

4.4.3 V シリーズ解析結果の検討	47
4.4.4 V シリーズ解析の結論	59
5. 結 論	61
謝 辞	63
参考文献	64

List of Tables

Table 3-1	Overall Experimental Program of Omega Experiments [Ref. (17)]	14
Table 3-2	Experimental Conditions of I-Series Experiments [Ref. (17)]	15
Table 3-3	Experimental Conditions of IV-Series Experiments [Ref. (17)]	16
Table 3-4	Experimental Conditions of V-Series Experiments [Ref. (17)]	17
Table 4-1	Comparison of Slug Impact Behavior in I-Series Experiments	34
Table 4-2	Change of Thermodynamic State During Cover Gas Compression	34
Table 4-3	Comparison of Slug Impact Times in IV-Series Experiments (SIMMER Calculations with Single-Component Model)	39
Table 4-4	Comparison of Slug Impact Times in Test IV-17 (Effect of Numerical Thermal Mixing)	44
Table 4-5	Comparison of Slug Impact Times in Test IV-17 (Effect of Liquid-Liquid Heat Transfer Coefficient) ...	44
Table 4-6	Comparison of Slug Impact Times in V-Series Experiments	57

List of Figures

Fig. 2-1	Accident Sequence of Hypothetical Core Disruptive Accidents in LMFBRs	5
Fig. 3-1	Schematic of Test Section of Omega Experiments [Ref. (17)]	13
Fig. 4-1	Bubble Expansion Behavior Calculated by SIMMER-II for Test I-7	20
Fig. 4-2	Void Fraction Distribution Calculated by SIMMER-II for Test I-7	25
Fig. 4-3	Comparison of Liquid Slug Displacement for Test I-4 ...	30
Fig. 4-4	Comparison of Liquid Slug Displacement for Test I-7 ...	30
Fig. 4-5	Comparison of Liquid Slug Displacement for Test I-8 ...	31
Fig. 4-6	Comparison of Cover Gas Pressure for Test I-4	31
Fig. 4-7	Comparison of Cover Gas Pressure for Test I-7	32
Fig. 4-8	Comparison of Cover Gas Pressure for Test I-8	32
Fig. 4-9	Comparison of SIMMER Calculation with Simple One-Dimensional Model	37
Fig. 4-10	Comparison of Liquid Slug Displacement for Test IV-12 ..	39
Fig. 4-11	Comparison of Liquid Slug Diplacement for Test IV-16 ..	40
Fig. 4-12	Comparison of Liquid Slug Displacement for Test IV-17 ..	40
Fig. 4-13	Comparison of Liquid Slug Displacement for Test IV-18 ..	41
Fig. 4-14	Comparison of Liquid Slug Displacement for Test IV-19 ..	41
Fig. 4-15	Effect of Liquid-Liquid Heat Transfer Coefficient on Slug Impact Time for Test IV-17 (Calibration of SIMMER Model to Simulate Entrainment Phenomenon)	45
Fig. 4-16	Bubble Expansion Behavior Calculated by SIMMER-II for Test V-4	48
Fig. 4-17	Experimentally Observed Bubble Expansion Behavior in Test V-4 [Ref. (17)]	56
Fig. 4-18	Comparison of Liquid Slug Displacement for Test V-4 ...	57
Fig. 4-19	Effect of Liquid-Liquid Heat Transfer Coefficient on Slug Impact Time for Test V-2	58

1. 序 論

液体金属冷却高速増殖炉（LMFBR : liquid-metal fast breeder reactor）の安全性においては、仮想的炉心崩壊事故（HCDA : hypothetical core disruptive accident）における機械的エネルギーの発生（energeticsと呼ぶ）の問題が、過去約20年間の歴史の中でも最大の懸念事項とされてきた。即ち、HCDAの事故シーケンスにおける機械的エネルギーの発生量を精度良く評価し、これが原子炉容器内（又は原子炉1次系バウンダリー内）に収納し得ることを示すことが安全性研究の課題の1つとなっている。この機械的エネルギーの発生は、事故のシーケンスにおいて何らかの要因で炉心の反応度レベルが即発臨界を越え出力暴走が生じる結果起るが、炉心物質の再配置により即発臨界を越える反応度挿入の可能性のあることが高速炉の安全性の重要な特徴となっている。

即発臨界出力暴走の過程は出力の急上昇による炉心の急激な加熱で特徴付けられる。出力の上昇は燃料の温度上昇によるDoppler効果により抑えられ、さらに燃料蒸気圧の発生により炉心は急速に分散・核的炉停止が達成される。そのためこの過程は通常、機械的炉心崩壊過程（mechanical disassembly phase）⁽¹⁾と呼ばれるが、時間的には数～十msの非常に短時間の事象であり、かつshutdownするまでの炉心物質の移動も数cm程度である。即ち、機械的炉心崩壊過程においては、「瞬間に炉心部で大量の熱発生が生じることになるが、その結果高温の炉心が残されることになる。この高温の炉心は膨張することにより、その熱エネルギーが機械的エネルギーに変換される。この過程が炉心膨張過程（core expansion phase）⁽¹⁾であり、HCDAの機械的影響を論ずる上で最も重要となるenergeticsのレベルすなわち仕事エネルギーが評価される過程である。

従来用いられていた標準的な評価手法では、炉心膨張過程は単に熱力学的膨張を仮定して、non-mechanisticな形で簡易解析するのが通例であった⁽²⁾⁽³⁾。すなわち、ある作動流体（例えば燃料）を想定し、仕事エネルギーの保守的な上限評価を行うべく、等エントロピー膨張を仮定して純粋に熱力学的に評価されていた。この際の外部仕事PdV（例えば大気圧あるいはカバーガス体積までの膨張仕事），又は膨張の際の圧力一体積の関係（いわゆるP-V曲線）が後の構造材応答（耐衝撃）評価に使用されることになる。ところがこの様にして得られた仕事エネルギーは、実際に炉容器に機械的な影響を与え得る様な有効なエネルギーではなく、単に膨張の初期状態の炉心が持つ熱力学的な仕事ポテンシャルとして考えるべきである。現実の炉心膨張の過程を考えてみると、種々の熱的・流体力学的・構造力学的現象が複雑に関係し合っていることは明らかである。特に重要な点はこれらの現象をmechanisticな形で考慮することにより仕事エネルギー（より具体的には炉容器への機械的インパクトに直接関係する上部プレナムのナトリウムス

ラグの運動エネルギー)を大巾に低減し得る様な固有のメカニズムが存在することである。

以上の各種物理現象を mechanistic にモデル化し、現実的な炉心膨張過程の解析を可能としたのが米国ロスアラモス国立研究所 (LANL) で開発された SIMMER-II コード⁽⁴⁾である。このコードを用いることにより HCDA の仕事エネルギーの評価手法が大きく進展したことになる。⁽⁵⁾ すなわち SIMMER-II コードにより炉心膨張過程における各種のエネルギー低減効果を考慮することにより、仕事エネルギーすなわちスラグインパクト時のナトリウムスラグの運動エネルギーが従来の熱力学的評価値を 1 衡以上下まわるという極めて重要な可能性が示された⁽⁵⁾⁽⁶⁾⁽⁷⁾。我が国においても高速原型炉「もんじゅ」を対象とした解析が実施され⁽⁸⁾⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾、同様の結論が得られている。従って将来的には、この様な SIMMER コードによる炉心膨張過程の解析を標準的な安全評価手法として確立して行くことが肝要である。そのためには、前述のエネルギー低減効果が期待できることを実験的に確認すると共に、SIMMER-II コードの物理モデル(熱流力モデル)を実験的に検証することが不可欠であると考えられる。

以上の背景から、1978 年に米国 NRCにおいて、「SIMMER-II コードの検証計画 (Quantification Testing Program)⁽¹¹⁾」が策定され、国際協力により米国内外の可能な限りの実験データを利用する遠大な構想が検討された。残念ながら、米国の FBR 開発予算の大巾な削減により、本計画も大巾に規模が縮少されたまま現在に至っている。それでも既存の実験データの範囲での検証が、LANL を中心として行われてきている⁽¹²⁾⁽¹³⁾。

本研究では、我が国における SIMMER-II コードの検証の最初の試みとして、米国 Purdue 大学の Omega 実験⁽¹⁴⁾⁻⁽¹⁷⁾の解析を行った。この実験は、CRBR (Clinch River Breeder Reactor) の炉容器(上部出口プレナム部)の 1/7 スケールモデルを用いて、炉心膨張過程における炉心物質の上部プレナムへの放出の過程を模擬したものである。従って、本研究における解析では、上部プレナム中における気泡挙動とそれに伴なう液体の流動の評価により、SIMMER-II の基本的な流体力学モデルの検証が可能となる。又、交換関数モデル(基礎式の係数を与える構成方程式)に関しては、エネルギー低減効果の 1 つである高温蒸気泡の低温液体プール中の凝縮挙動が重要となる。特にこの点に関しては実験的には、蒸気泡界面における低温液体の entrainment 現象の重要性が古くから指摘されており⁽¹⁶⁾、本研究においてもこの現象の予備的検討を行った。尚、解析の対象とした Omega 試験は、エネルギー低減効果の把握という観点からは、上部プレナム中での蒸気泡挙動という比較的限られた範囲の現象のみが模擬されている。明らかにこの分野における実験的研究は今後共不可欠である。現在、動燃事業団では、プール中の蒸気泡挙動に加えて、もう 1 つの重要なエネルギー低減効果である炉心上部構造材中の熱的、流体力学的損失の効果をも調べるための模擬試験の実施が計画されており、この試験のための予備解析も SIMMER-II コードで開始した状況にある。本研究で得られた知見も今後の実験およびその解析に有効に活用されることになる。

最後に本報告書の構成であるが、先ず第 2 章では本研究の位置付けを明らかにするため、実機

の事故解析（特に HCDA 解析）における炉心膨張過程と過去に行われた SIMMER-II による解析を簡単に復習・説明する。さらに、炉心膨張過程解析に関する SIMMER-II の検証について、主として米国、西独における研究の現状を紹介する。第 3 章では、本研究の解析対象とした Purdue 大学の Omega 試験の内容につき記述する。SIMMER-II による解析結果は第 4 章にまとめて記述する。最後に本研究から得られた主要な結論を第 5 章にまとめる。本研究のみから得られる知見、すなわち検証したと言える現象の範囲には限界がある。今後さらに研究の必要となる領域についても併せて第 5 章で記述した。

2. HCDAの炉心膨張過程

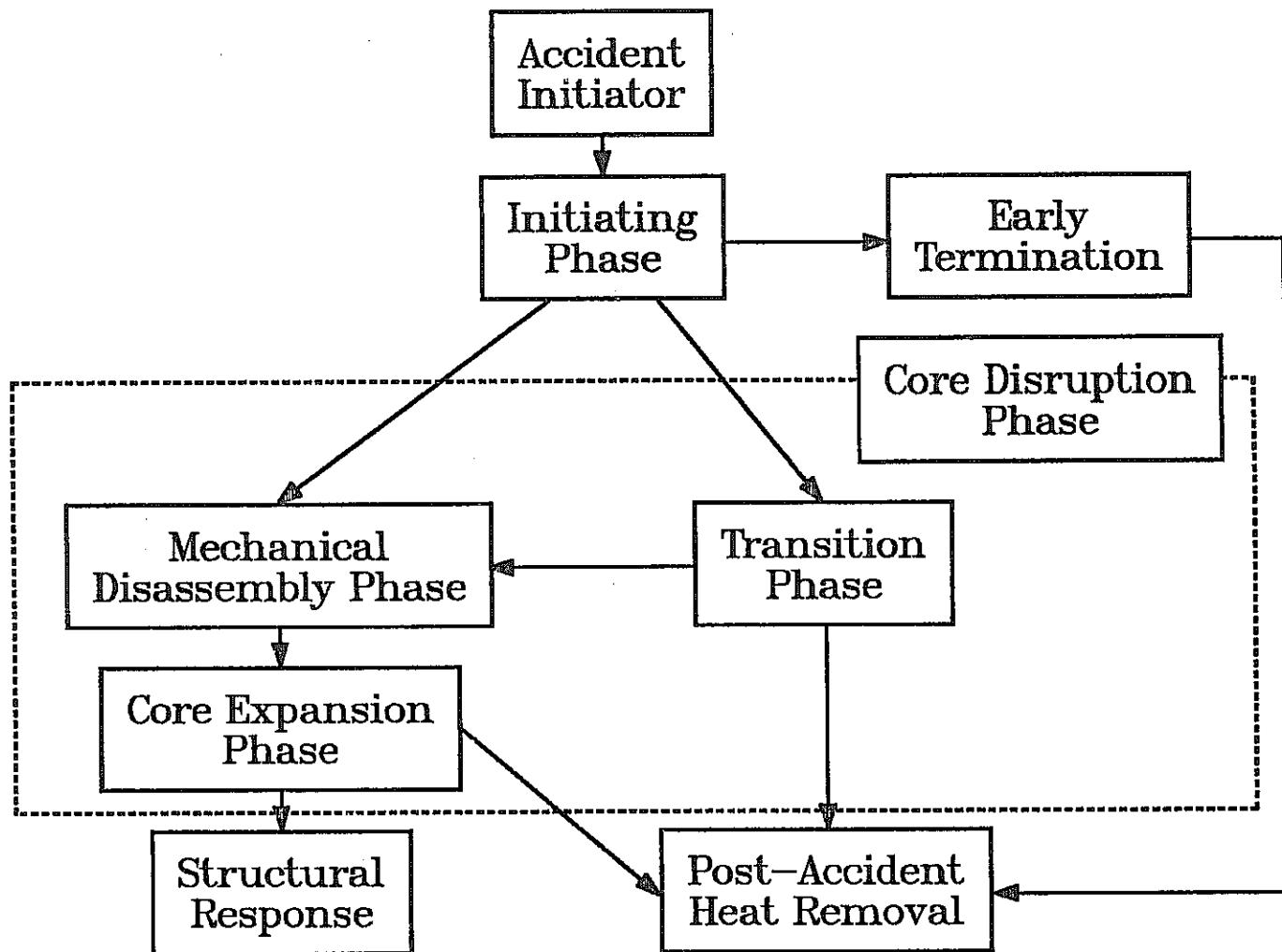
2.1 事故シナリオの概説

HCDAの事故シーケンスを Fig. 2-1 に示す。即発臨界出力暴走の過程である機械的炉心崩壊過程へ至る経路としては、2種のシーケンスが考えられる。第1が起因過程において反応度が即発臨界を越える結果出力暴走が生じるシーケンスで、具体的には言わゆる "LOF-driven - TOP" 型の事象が生じる場合に対応する⁽³⁾⁽¹⁸⁾⁽¹⁹⁾。第2のシーケンスは、起因過程は non-energetic であるが、遷移過程において厳しい再臨界が生じる場合である。何れの場合であっても、出力暴走の結果生じた高温の炉心が、次の炉心膨張過程 (core expansion phase) で膨張することにより機械的エネルギーが放出されることになる。事故解析の上では、機械的炉心崩壊に至る2種の経路により炉心膨張の初期条件に差違が生じる点は極めて重要となる。即ち、起因過程の energetics は、(1)炉心内に液体ナトリウムが残存している可能性がある、(2)炉心内の集合体壁は健全な状態である、(3)炉心のスティールの温度が比較的低温である、という特徴を有している。一方遷移過程の energetics においては、(1)炉心内に健全な構造が存在しない、(2)炉心のスティール温度が比較的高い、(3)炉心内に液体ナトリウムが存在しない、という特徴がある。

上記の事故シーケンス上の炉心膨張の初期条件の違いは膨張過程自体、即ち機械的エネルギーの放出及び減衰の挙動にも大きな効果を持つが、ここでは両者に共通した一般的なシナリオを記述する。

機械的炉心崩壊過程における即発臨界出力暴走の結果、炉心は高温・高圧の状態になる。炉心のエンタルピーレベルは、即発臨界の激しさ、即ち核的エネルギー放出量又は反応度挿入率に依存するが、例えば炉心燃料の平均温度は 4000 ~ 5000 K に達する場合もある。炉心膨張過程はこの温度分布とそれに対応した圧力分布を初期条件として開始するが、炉心は核的にはすでに shutdown しているため、この過程は単に熱的・流体力学的问题として扱われる。従来の標準的な評価手法では、炉心膨張過程を単に熱力学的膨張として考え、ある作動流体（例えば燃料）を想定し、保守的な外部仕事 (PdV) を与える等エントロピー膨張を仮定した解析が行われた。この時の外部仕事（例えば 1 atm までの膨張仕事あるいはカバーガス体積までの膨張仕事）は、事故の激しさを示す目安として利用される他に、この時同時に評価される圧力-体積変化の関係（言わゆる P-V 曲線）が次の過程である構造材応答（我が国では耐衝撃とも呼ばれる）評価に使用される。

この様な熱力学的な膨張の取扱いの結果得られるのは、実際に炉容器に機械的な損傷を与える様な有効なエネルギーではなく、単に膨張の初期状態が持つ仕事のポテンシャルを示すと



HCDA Accident Sequence

Fig. 2-1 Accident Sequence of Hypothetical Core Disruptive Accidents in LMFBRs

PNC 85 2 305

考えるべきである。現実の炉心膨張過程においては、種々の熱的・流体力学的・構造力学的現象が複雑に関係し合っている。炉心の膨張は、炉容器内の唯一の利用可能な空間であるカバーガス体積に向けて起るが、実際的に機械的エネルギーとして意味があるのは、上部プレナムのナトリウムスラグがインパクトする際の運動エネルギー (IKE: impact kinetic energy) である。特に重要なことは、上部プレナムのナトリウムスラグを加速する際に、いくつかのエネルギー低減効果が期待できる点である。

先ず炉心内および周辺部における初期炉心膨張においては、以下の効果が重要となる⁽²⁰⁾。

- (1) 炉心内には初期に出力分布に対応して急峻な温度分布及びそれと対応した圧力分布が存在する。この圧力分布により、炉心内に存在するボイド空間を利用した急激な初期膨張の結果、炉心内の圧力分布は平坦化され、低下する。
- (2) この時炉心中央の高温の燃料と周辺部の低温の燃料が混合される結果、燃料温度自体も平坦化される。
- (3) さらに炉心内に存在するスティール又はナトリウム（後者は起因過程の energetics すなわち LOF-d-TOP 条件においてのみ重要となる）への熱移行の効果が重要となる。これらは燃料からの熱損失の効果としても重要であるが、燃料よりも蒸気圧の高い他の流体が圧力源となり energetics をより高める可能性を持つという意味でも重要となる。

これらの現象は通常の熱力学的評価では取扱われるのは言うまでもない。特に(2)(3)の効果は液体-液体間の伝熱現象（広い意味での FCI）を含み、現状では非常に不確定性が大きい⁽¹⁰⁾。

炉心膨張の次の段階においては、高温・高圧の炉心物質が炉心上方へ噴出される様になる。炉心周囲の構造材の存在も従来の熱力学的評価では無視され、又、現在の耐衝撃解析においても必ずしも適切にモデル化されている訳ではない。この段階においては、以下の効果が機械的エネルギー抑制に関して重要となる⁽⁸⁾⁽²⁰⁾⁽²¹⁾。

- (1) 炉心周囲の構造物（径ブランケット、炉心支持板、上下ブランケット・FP ガスプレナムのピン構造、上部炉内構造物等）による炉心膨張の格納。CRBR に対する最近の LANL の解析⁽²²⁾ではこの効果を取り入れ、energetics level 即ち炉心圧力がある程度高くならない限り、炉心膨張がこの障壁（internal cage と呼ぶ）を越えて外部に影響を及ぼすことはないと結論している。
- (2) 炉心周囲の構造物の機械的変形等により炉心の熱エネルギーが歪エネルギーとして一部吸収される。
- (3) 炉心物質が炉心上部の構造物の空隙（例えばピン構造）を通して噴出される際、流動抵抗と“しぶり”の効果により流動が抑制される。
- (4) 又、この時高温の炉心物質から低温の構造材スティールあるいは残存ナトリウムへの熱移行の結果、炉心燃料から大量の熱損失が起る。

(5) 集合体出口部あるいは上部プレナム底部における炉心物質と液体ナトリウムの相互作用の結果の圧力上昇により、炉心物質のその後の放出が抑制される可能性もある。

この段階までの運動エネルギー低減効果は非常に大きく、機械的エネルギーの放出として実質的な意味を持つ、上部プレナムのナトリウムスラグの加速の駆動力となるスラグ下端（即ち集合体出口部）の圧力は炉心部の圧力に比べ大きく低減されている可能性が強い。

炉心膨張の最後の段階は、上部プレナム中での蒸気泡の成長とナトリウムスラグの加速の過程である。この段階において重要な現象は以下の通りである。

- (1) ナトリウムプール中における蒸気泡の成長挙動。特に炉心物質と液体ナトリウムの相互作用によるナトリウムの沸騰・蒸发现象。
- (2) 気液境界における蒸気の凝縮。さらに動的な現象として、境界の不安定性に基づく entrainment の発生とその結果の低温液滴による蒸気泡の冷却の効果。
- (3) 蒸気泡の成長挙動と炉容器内の 2 次元的な流動挙動。特に炉内構造物、ディッププレート 等による流動の抑制の効果。
- (4) スラグインパクト挙動およびその後の流動・構造材の挙動。この部分は通常事故シーケンスの次の過程である。“構造材応答過程”で扱われる。

以上炉心膨張過程の事故シナリオとその中で重要な現象について説明したが、この過程は過去における熱力学的解析を mechanistic な形で解析すべく評価手法の上で現在大巾に改善がなされつつある領域であり、かつその結果得られる成果は、HCDA の energetics 評価にとり極めて大きいものがあると言える。

2.2 SIMMER-II による過去の解析

炉心膨張過程の初の mechanistic な解析は、SIMMER-I コードにより⁽²³⁾、LANL で実施された⁽²⁴⁾。この解析は、CRBR を対象としたものであるが、各種パラメータ解析により⁽²⁰⁾⁽²⁵⁾、スラグインパクト時の運動エネルギーが従来の熱力学的評価を 1 衍以上下まわる可能性が示された。⁽⁴⁾その後 SIMMER コードは改良され SIMMER-II⁽⁵⁾⁽⁶⁾ が開発され、再計算を行った結果、等エントロピー膨張 (CRBR のカバーガス体積 18 m³ まで) による仕事エネルギー 100 MJ が、SIMMER-II では約 1/20 の 5 MJ と大きく低減されることが示された⁽⁷⁾。Ref. (7) では、この基準解析の結果に対するコードのモデル上の不確定性の影響を評価するために、統計的手法も用いられている。Ref. (21) では、エネルギーの低減にとって最も重要な炉心上部構造の効果が検討され、この構造の有無により運動エネルギーの評価値が大きく異なること、又 energetics レベルが高くなれば、この構造の機械的健全性が失われエネルギー低減効果が期待できなくなる可能性も示されている。

この様に HCDA の energetics 評価における SIMMER-II コードの有効性が認識され始めたことにより、米国外においてもこのコードが利用される様になってきた。先ず西独では、KfK

で SNR-300 を対象とした炉心膨張過程の解析が実施された⁽²⁶⁾⁽²⁷⁾。SNR-300 の特徴は、FP ガスプレナムが炉心下部に有り炉心上部構造（上部軸ブランケットのピンバンドル）が比較的短く（0.4 m 程度），ここでエネルギー低減は期待できないが，上部プレナムに存在するディッププレートが堅固でこれによるエネルギー低減が期待できる点である。スラグインパクト時の運動エネルギーは 2 MJ 程度で，等エントロピー膨張による評価値の 100 MJ に位べ大きく低減された。エネルギー低減効果の中でも上部プレナム中の蒸気泡の凝縮の効果の重要性も指摘されている。

我が国では，高速増殖原型炉「もんじゅ」を対象とした解析が 1980 年に開始された⁽⁸⁾。この時には SAS3D の結果が得られていなかったため，比較的簡易な初期条件の下で VENUS-PM コードをパラメトリックに実行して SIMMER-II の初期条件を得たが，CRBR と同様に大巾なエネルギー低減の可能性が示された。「もんじゅ」における特徴は，FP ガスプレナムが炉心上部に存在し，炉心上部構造（ピンバンドル）が約 1.5 m と比較的長く，ここでの大巾なエネルギー低減が期待できる点である。又，上部炉内構造が上部プレナム中に存在することにより，プール中の蒸気泡の成長がトーラス状に生じるという特徴もある。その後，SAS3D/VENUS-PM 2 系による HCDA の解析が完了した⁽¹⁹⁾時点で，最も結果が厳しくなったケースに対する炉心膨張過程の予備解析⁽⁹⁾およびパラメータ解析⁽¹⁰⁾が実施された。このケースに対するカバーガス体積（28 m³）までの等エントロピー膨張による仕事エネルギーの評価値は約 120 MJ であるが，ボイド化炉心を仮定した SIMMER-II による解析では 1 MJ 程度にまで低減された。この時のエネルギー低減効果で最も重要であったのは，炉心上部構造（ピンバンドル）における熱的・流体力学的損失の効果であった。一方最も energetic なケースと言うのは，典型的な LOF-driven-TOP 事象に至る場合であるが，炉心膨張が開始する際に炉心内に液体ナトリウムが残存している可能性が非常に高い。この場合の炉心内における液体ナトリウムへの熱伝達を非常に保守的に扱ったとしてもスラグインパクト時の運動エネルギーは高々 50 MJ 程度であることが示された。又，パラメータ解析の結果，炉心内に存在する液体ナトリウムの量と液体ナトリウムへの熱伝達の不確定性の効果が非常に大きいことが示された。

炉心膨張過程の SIMMER-II による解析の最近の例として，非均質炉心 CRBR に対する NRC 側の評価として LANL で行われた研究がある⁽²²⁾。この研究で従来の解析に比べて大きな改良が加えられたのは構造解析との結合が強化された点である。特に炉心の膨張は炉心周辺の構造物（internal cage と呼ばれる）で拘束されるため，ある程度 energetics レベルが高くならないと炉容器に影響を及ぼさないとしている。炉心上部の上部炉内構造物（flow guide chimney）が破損し，炉心物質が上方に噴出され，ナトリウムスラグを加速する様になる energetics の値として 100 \$/s (1 atm までの燃料の膨張による仕事ポテンシャルは 1130 MJ) の反応度挿入が必要であるとしている。又，炉容器の設計上の限界となる IKE=75 MJ (これはカバーガス体積までの膨張仕事では 101 MJ に対応する) に到達するためには，200 \$/s (1 atm まで

の仕事ボテンシャルは 2550 MJ) の energetics が必要であるとの結論が得られている。この解析は、(1)炉心膨張過程を 2 つのステップに分けた、(2)炉容器の設計で許容できる energetics レベル（反応度挿入率）を最初に評価する、という 2 点において評価手法としても改良されたものであると言える。但し、SIMMER-II のモデル上の取扱いの上では、評価結果に十分な保守性を持たせるべく、燃料は断熱であると仮定し、重要なエネルギー低減効果である熱損失は無視している。

2.3 炉心膨張過程に対する SIMMER-II の検証の現状

SIMMER-II コードの流体力学モデル⁽⁴⁾は、高速炉の崩壊炉心条件における各種現象を扱うべく、非常に一般的かつ汎用的に定式化がなされている。基礎方程式系は、多成分系に対する質量、運動量、エネルギーの保存式である。基礎式の係数となり、かつ方程式を関係付けているのが交換関数（又は構成方程式）である。従って、SIMMER コードの流体力学モデルを検証すると言うことは、

- (1) 使用されている方程式系とその解法の妥当性の評価
- (2) 交換関数モデルの妥当性の評価

の両方を意味することになる。交換関数としては、熱伝達係数、ドラグ（摩擦）係数の様な簡単な工学的関係式から、蒸発-凝縮速度の様にそれ自体が非常に複雑なモデルとなっている場合までの多岐を含むことになる。工学的関係式とは、例えば、Wallis の教科書⁽²⁸⁾に記述されている様な実験データに基づく経験式であり、当然適用限界を含むものである。従って、SIMMER-II の検証に際しても、コードの適用対象とされた事故シーケンスに対して、あるいは計算している物理現象に対してモデルの妥当性、有効性を評価することになる。

過去において、SIMMER-II の検証例が最も多いのが、炉心膨張過程に関連した実験の解析⁽¹¹⁾⁽¹²⁾⁽¹³⁾である⁽²⁹⁾。これは模擬実験の例が多いのに加えて、この過程が最も SIMMER の適用実績が多く、かつその有効性が認識されているためである（2.2 節参照）。この過程に対する SIMMER-II の検証の目的は、(1) 全般的な流体力学モデルの妥当性の評価、(2) 実機評価で認められたエネルギー低減効果の存在の確認と SIMMER における取扱いの妥当性の評価、の 2 点に集約される。

先ず最初に実験解析が行われたのは、米国 SRI (スタンフォード研究所) で実施された CRBR 炉容器の 1/30 スケール・モデル実験⁽²⁹⁾である。この実験は、厚肉アクリル円筒製の可視化した模擬炉容器内の水プール中へ下方から、室温の高圧（2 MPa 程度）の N₂ ガス、又は高温の水（570 K、約 7 MPa）を噴出させ、気泡挙動、スラグの加速挙動、スラグインパクト挙動等を測定したものである。さらに N₂ ガス試験においては、炉内構造物の炉心膨張に及ぼす影響を調べるため、炉心上部構造（UCS：upper core structure）、上部炉内構造（UIS：upper internal structure）を模擬した試験も実施されている。N₂ 試験の SIMMER-II による最

初の解析は、 Rexroth と Suo-Antilla により行われた⁽³⁰⁾。この解析から、一連の試験に対して気泡と全体的な水プールの流動挙動は SIMMER により非常に良く再現し得ることが示された。又、実験解析上のテクニックとして、高圧 N₂ ガスの噴出を起こす際のスライド。ドアの開口時間のモデル化が重要であることが指摘されている。この解析は後に Bott と Bell⁽³¹⁾ により詳細に再計算が実施された。この解析では、 SIMMER のモデル上の重要なパラメータに対する感度解析も実施され、炉心膨張過程において重要となるスラグインパクト時のスラグ運動エネルギー、インパルスが、物理モデル上の、あるいは数値解析上のパラメータに対して比較的感度が小さいことが示された。又、インパクト圧力の予測精度を良くするためには、アクリル容器の変形の効果を考慮した実効的な音速の使用が有効であることも示されている。以上の室温における高圧 N₂ ガス - 水系の試験解析の結果、SIMMER-II の全体的な流体力学モデルの妥当性が、炉心膨張を拘束する構造の効果（しぶり効果、摩擦損失）をある程度含む形ではほぼ確認されたと言える。

高温水噴出実験の解析は Suo-Antilla により行われている⁽³²⁾。噴出する高温水と上部プール中の低温水を異なる物質としてモデル化する（2成分系）ことで、スラグインパクト時間の良い一致を見た。比較された実験データが 1 ケースのみで、蒸発 - 凝縮速度に関するパラメータの効果も非常に大きく、この解析のみから明確な結論を得るには至っていない。同時にこの研究では SIMMER の流動様式モデルに対する検討も行われている。

一方、機械的エネルギー低減の観点から重要となる炉心上部構造（ピン構造）の効果に関しては、LANL で KfK と共同で実施されている USD (Upper Structure Dynamics) 試験がある⁽³³⁾。この試験は小規模な分離効果試験で、CRBR 又は SNR-300 の炉心上部構造 (UCS) を模擬した試験部へ高圧模擬流体を噴出し、UCS 中での損失効果を調べるものである。スケーリング則の詳細検討から⁽³⁴⁾、作動流体として He、プロパンノール、エチレングリコールを選定している。SIMMER-II による解析によれば⁽³³⁾⁽³⁵⁾⁽³⁶⁾、各部の圧力変化に対し実験と解析の十分良い一致が示されている。実験的にも UCS への熱損失の効果の重要性が確認されたと言える。現在も、試験およびその解析が継続されており、今後の成果が期待されるところである。

大型試験としては、本研究で解析した米国 Purdue 大学の Omega 試験がある。この試験は、CRBR の 1/7 スケール実験であり、その詳細については次章に記述する。初期の実験については、Suo-Antilla⁽³⁷⁾ による予備的解析例はあるが、本格的な解析は実施されていなかった。その他に、ヨーロッパ共同体の耐衝撃共同実験である COVA 実験の解析が、LANL⁽³⁸⁾、西独 GR S⁽³⁹⁾ により実施され、SIMMER-II の流体力学モデルの検証に利用されている。

最後に、最近の動向について述べる。SIMMER-II の検証実験に最も力を入れているが西独 KfK である。前述の USD 実験を LANL と共同実施すると共に、SRI のモデル試験装置を購入し、SNR-300 に特有の構造物（シールドタンク、ディッププレート）を装着し、独自の実験を開始している。又、重要な効果として、多孔板（ディッププレート）を流れる加速流の挙動

に関する分離効果実験⁽⁴⁰⁾⁽⁴¹⁾も精力的に実施されている。さらに、大規模実験としては、THINA 試験⁽⁴²⁾が計画されている。この試験は、テルミット反応により生成した溶融 Al₂O₃をナトリウムプール中に噴出させる実験で、炉心膨張過程の模擬実験として初めてセラミック-液体金属系を使用するものであり、SIMMER-II の検証の立場からも極めて貴重なものとなろう。

我が国では、かつて水プール中の蒸気泡挙動の模擬試験⁽⁴²⁾が実施されたが、目的は蒸気泡の準静的な凝縮挙動の実験的研究であり、energetics の問題に着目した実験データは皆無であった。一方、SIMMER-II による「もんじゅ」の炉心膨張過程解析の結果、SIMMER-II の実験的検証の必要性が高まり、1983 年より新たな「炉心膨張模擬試験」の立案が開始され⁽¹⁾、現在試験装置の製作が進められている。この試験では、重要なエネルギー低減効果であり、かつこれまで検証が不十分であると考えられてきた以下の現象を調べる予定である。

- (1) 炉心上部構造（ピンバンドル）中でのエネルギー損失
- (2) 上部プレナムにおける蒸気泡の凝縮に伴なうエネルギー損失

3. Purdue大学のOmega実験について

3.1 実験装置

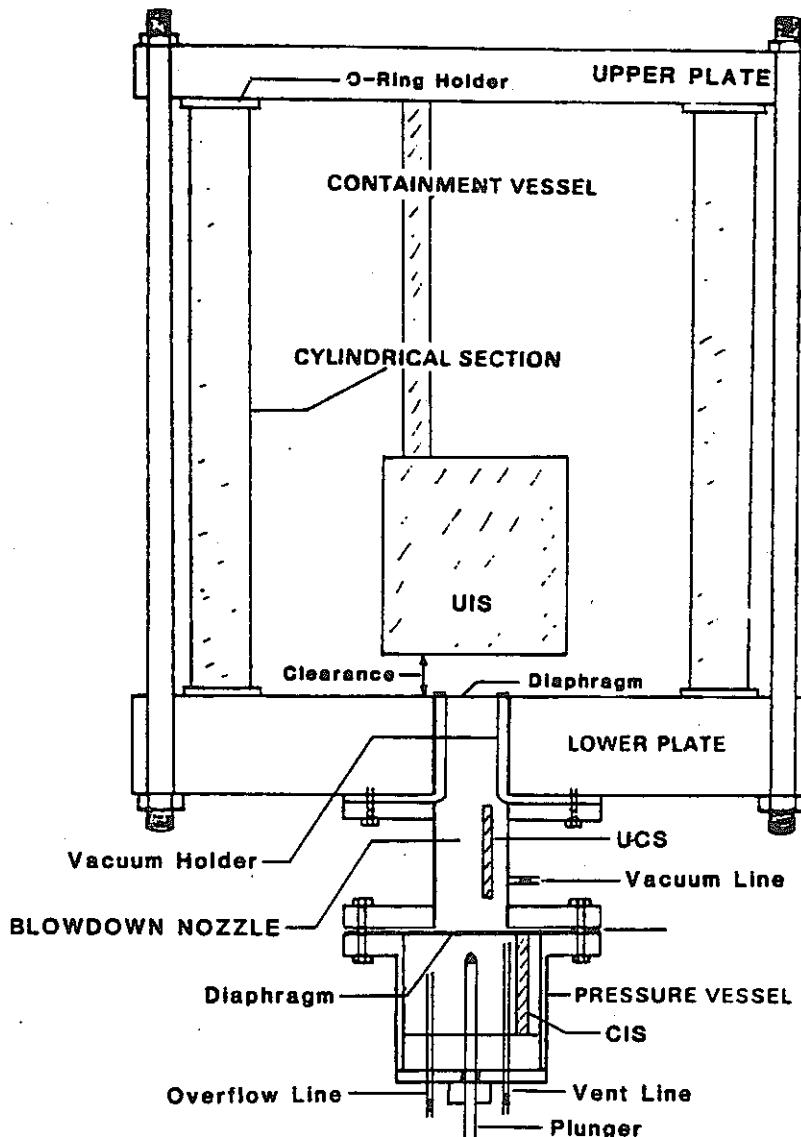
本研究の解析対象とした米国 Purdue 大学の Omega 実験装置を Fig. 3-1 に示す。本実験は、炉心膨張過程の中でも上部プレナム中への高圧の炉心の噴出・膨張過程を模擬した CRBR の 1/7 スケールモデル実験である。実験装置は、炉容器を模擬したアクリル製の可視化格納容器（内直径は約 0.9 m），炉心上部の拘束を模擬したノズル部（blowdown nozzle および vacuum holder），炉心を模擬した圧力容器の基本的な 3 要素から構成されている。圧力容器には、初期に室温加圧 N₂ ガス、又は高温高圧水／水蒸気を充填し、圧力容器とノズルの間に設置したダイアフラムを破ることにより、瞬時にプール（通常は室温の水）中に放出・膨張させる。又、ノズル部は大気圧の空気を満すか、又は真空とし、上部のプールを保持するためノズル部出口にも薄いダイアフラムが取付けられている。後者のダイアフラムは強度は無視でき、ノズル部の加圧と共に瞬時に破損する様に設計されている。プール上部のカバーガス空間（数 cm ~ 10 cm）は、大気圧の空気で満し、又、格納容器はほぼ完全に密封されている。

実験装置、方法、実験結果の詳細については、Refs. (16) ~ (17) に報告されている。

3.2 実験マトリックス

Omega 実験の実験マトリックスを Table 3-1 に示す。主要部は、I, IV, V の 3 シリーズからなる。I シリーズは、室温における加圧 N₂ ガスの膨張、IV シリーズは高温高圧の水／水蒸気 2 相混合物の膨張の試験であり、格納容器内の流体は室温の水である。V シリーズは、プールの流体が沸騰する効果を調べるための特殊な実験で、水／メタノール系、エチレングリコール／水系での実験が行われている。

I シリーズの各試験の条件を Table 3-2 に示す。この内、SIMMER による解析は、I-4 (100 psig), I-7 (200 psig), I-8 (300 psig) の 3 試験に対して行う。この 3 つの試験を選んだ理由は、圧力源の初期圧力の効果のみに着目した検討が行い得るためである。他の試験条件は、カバーガス高さ (4.5 cm), vacuum holder (VH 1 使用, 内直径 5.7 cm) 共に共通である。IV シリーズの各試験の条件を Table 3-3 に示す。実験の実施に当っては、圧力容器内に均一で熱力学的に平衡な初期状態を作るのに苦労した様であるが、最終的には IV シリーズの後半になってからダイアフラムをラップチャーブする直前に容器をベントする方法を確立している。従って SIMMER による解析も後半の IV-12 試験以降に対して行うものとする。最後に V シリーズの各試験の条件を Table 3-4 に示す。4 回の試験のうちで初期状態の設定が比較的うまく行われたと考えられる V-2, V-4 の 2 つの試験を解析する。



Scaled schematic of the test section including terminology of key components. Dimensions (ϕ = diameter, h = height, d = thickness, all in cm): Cylindrical Section ϕ = 91.4, h = 123.8; O-ring Holders d = 1.27; UIS ϕ = 27.6, h = 40.6; Clearance, S-series h = 5.0, DS-series (initial) h = 1.0 cm; Vacuum Holders, VH1 ϕ = 14.94, h = 20.3, VH2 ϕ = 11.43, h = 21.6; Blowdown Nozzle Section ϕ = 12.24, h = 22.8; Diaphragm Holder d = 0.6, Pressure Vessel ϕ = 30.5, h = 30.5; Plunger ϕ = 1.3, h = 45.7; Vent Line ϕ = 0.6, Overflow Line ϕ = 0.6.

PNC 85 2 356

Fig. 3-1 Schematic of Test Section of Omega Experiments
[Ref. (17)]

Table 3-1 Overall Experimental Program of Omega Experiments
 [Ref. (17)]

<u>Run Series</u>	<u>Discharge Fluid/ Mode of Thermal Interaction with Pool Liquid</u>
I-	Cold Gas/Interphase Heat Transfer
II-	Hot Gas/Interphase Heat Transfer
III-	Vapor/Condensation
IV-	Two-Phase (Liquid-Vapor)/Condensation
V-	Two-Phase (Liquid-Vapor)/Condensation-Vaporization

<u>Prefix</u>	<u>Description</u>
T-	Test Discharges to atmosphere
S-	With Stationary UIS
DS-	With Dynamically Responding UIS

PNC 85 2 355

Table 3-2 Experimental Conditions of I-Series Experiments
[Ref. (17)]

- Nitrogen Discharges into Water -

Run Number	Initial Pressure (MPa)	Air Gap (cm)	Vacuum Holder	Diaphragm Opening Area (%)
*I-4	0.775	4.5	VH1	100
*I-5	1.456	4.5	VH1	100
*I-6	1.456	4.5	VH1	100
*I-7	1.456	4.5	VH1	100
*I-8	2.136	4.5	VH1	100
*I-9	1.456	9.5	VH1	100
I-10	0.775	0.0	VH2	100
I-11 ^{††}	1.456	4.5	VH2	50
I-12	2.136	9.5	VH1	100
I-13	2.136	4.5	VH1	50
I-14	2.136	4.5	VH1	50
*S-I-1	1.456	9.5	VH1	100
*S-I-2	1.456	9.5	VH1	100
*S-I-3	1.456	9.5	VH1	100
DS-I-1	2.481	9.5	VH1	50
DS-I-2	1.800	9.5	VH1	100

*Experimental runs reported previously.

^{††}Water-filled blowdown nozzle (upper half full only).

Table 3-3 Experimental Conditions of IV-Series Experiments
[Ref. (17)]

- Steam-Water Discharges into Water -

Run Number	Initial Pressure (MPa)	Air Gap (cm)	Vacuum Holder	Nozzle Region	Initial Void Fraction (%)	Preboil	Diaphragm Opening Area (%)
*IV-9†	2.136	9.5	VH1	Air	16.7	Vent	100
*IV-10	2.136	9.5	VH1	Air	9.7	Vent	100
*IV-11†	2.136	9.5	VH2	Air	16.7	Vent	100
*IV-12	2.136	9.5	VH2	Air	16.7	Vent	100
*IV-13	2.136	9.5	VH2	Vac	9.7	None	100
*IV-14	2.136	9.5	VH1	Vac	9.7	None	100
*IV-15	2.136	9.2	VH1	Vac	9.7	Vent	100
*IV-16	2.136	9.5	VH1	Vac	9.7	Vent	100
*IV-17	2.136	9.5	VH1	Air	9.7	Vent	100
*IV-18	1.456	9.5	VH1	Vac	46.2	Vent	100
*IV-19	2.136	9.5	VH2	Vac	9.7	Vent	100
*IV-20	2.136	4.5	VH2	Air	9.7	Vent	100
*IV-21††	2.136	9.5	VH2	Air	9.7	Vent	100
IV-22†††	2.136	5.3	VH2	Air	9.7	Vent	50
IV-23	2.136	9.5	VH1	Air	20.0	None	100
IV-24	2.136	9.5	VH1	Air	20.0	Vent	100
*S-IV-1	2.136	9.5	VH2	Air	9.7	None	100
*S-IV-2	2.136	9.5	VH1	Vac	9.7	None	50
DS-IV-1	2.136	9.5	VH1	Vac	9.7	Vent	100
DS-IV-2	2.481	9.5	VH1	Vac	9.7	Vent	100

*Experimental runs reported previously.

†With CIS, 36 aluminum rods.

††Water-filled blowdown nozzle (upper half full only).

†††Equipped with 4 cm blowdown nozzle extension.

PNC 85 2 358

Table 3-4 Experimental Conditions of V-Series Experiments
[Ref. (17)]

- Steam-Water Discharges into Methanol (W/M) -
or
- Ethylene Glycol Discharges into Water (EG/W) -

Run Number	Initial Pressure (MPa)	Air Gap (cm)	Vacuum Holder	Nozzle Region	Initial Void Fraction (%)	Preboil	Diaphragm Opening area (%)	Fluids
V-1	2.136	9.5	VH1	Air	9.7	None	100	W/M
V-2	2.136	9.5	VH1	Vac	9.7	Vent	50	W/M
V-3	2.136*	9.5	VH1	Vac	20.0	Vent	50	EG/W
V-4	1.868	9.5	VH1	Vac	20.0	Vent	50	EG/W
S-V-1	1.456	9.5	VH1	Vac	9.7	None	100	W/M
DS-V-1	2.481	9.5	VH1	Vac	9.7	Vent	100	W/M
DS-V-2	2.481	9.5	VH1	Air	9.7	Vent	50	W/M

*Traces of volatile component present. Not saturated conditions.

4. 計算結果と検討

4.1 計算条件

SIMMER-IIによるOmega実験の解析により検証あるいは検討し得る項目は以下の通りである。

- (1) 全体的な流体力学的挙動（プール中の気泡の膨張挙動を含む）
- (2) ノズル部における流体力学的拘束の効果
- (3) フラッシング（急速減圧）条件下での非平衡沸騰挙動
- (4) 高温2相流と低温プールの相互作成（プール液体の蒸発及び高温蒸気の凝縮）
- (5) 気液界面における entrainment に関する検討

この内、Iシリーズの解析では(1), (2)の項目、MシリーズおよびVシリーズの解析ではこれに加えて(3)～(5)の項目に対して検討を行なう。

SIMMER-IIの解析においては、実験体系を 13×38 の R-Z 2次元体系でモデル化する。メッシュ巾は $2 \sim 5$ cm 程度であり、圧力容器が 9×6 、格納容器内が 13×25 、ノズル部は狭い部分でも径方向に 3 メッシュ設けて、2次元的流体挙動が十分模擬し得る様にした。その他解析において用いた仮定を以下にまとめる。

- (1) 圧力容器内は初期には完全に一様である。
- (2) 高温2相状態からの試験の場合も、圧力容器内は一様で、かつ熱力学的平衡（飽和）状態にあると仮定する。
- (3) ダイアフラムがラプチャーするまでの時間は十分短いものとする。従ってダイアフラムの存在自体も解析上は考慮しない。
- (4) ノズル部に大気圧の空気が存在する場合、水プールの重力（水頭）分だけカバーガス圧力よりも高くなる様設定する。
- (5) 構造材は完全に剛体で、変形しないものと仮定する。又、カバーガス空間は気密性が保たれているものとする。又、周囲への熱損失も無視する。
- (6) SIMMER は、Versin 2.9 を使用し、特殊なオプション（例えば NOPHASE）は使用しない。
- (7) 2相流モデルで使用する液滴半径は最大 1.0 mm、最小 0.05 mmとした。
- (8) カバーガス空間およびノズル部に存在する空気は、N₂ ガスとしてモデル化する。

実験解析において実験データと比較し得る最も有効なパラメータは、カバーガス圧力がピークに達するまでの時間（インパクト時間と呼ぶ）である。実機解析の上では液体スラグの運動エネルギーが最も重要なパラメータであるが、これはインパクト時間が、近似的に液体スラグ

の速度に反比例することを考えると、インパクト時間がスラグの挙動を比較する上で有効なパラメータであることが判る。

4.2 I シリーズ試験の解析結果

I シリーズ試験は室温における高圧 N₂ ガスの噴出・膨張試験で、解析の目的は伝熱、相変化を含まない流体力学モデルの検証である。以下の各節に解析および検討の結果を記述し、最後の 4.2.6 節に得られた結論をまとめることとする。

4.2.1 気泡の膨張挙動

計算されたプール中の気泡の膨張挙動を調べるために、I-7 試験に対するボイド率の分布を Fig. 4-1 (等高線図) および Fig. 4-2 (3D プロット) にそれぞれ 1.0 ms 間隔で示す。噴出された N₂ ガスは水プール中に膨張することで周囲の流体を加速し、カバーガス空間が次第に圧縮されている様子が判る。気泡の形状は中心線に沿って多少のくぼみが見られるがほぼ半球状に成長しており、これは実験的に観測された（高速度撮影）気泡挙動と定性的には良く一致している。

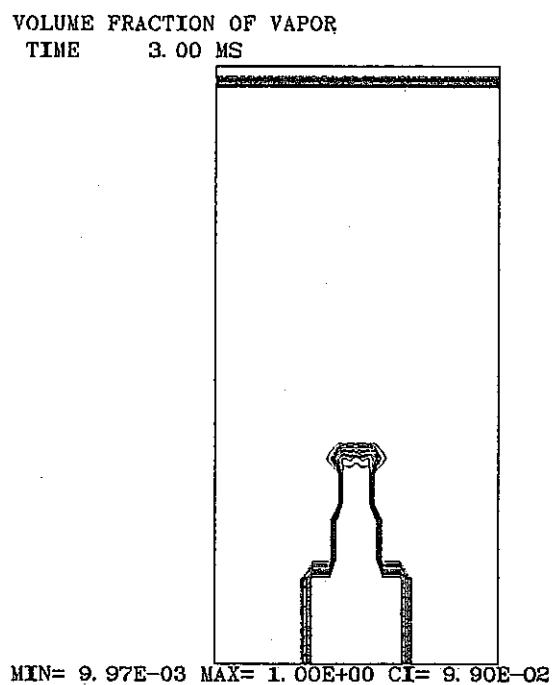
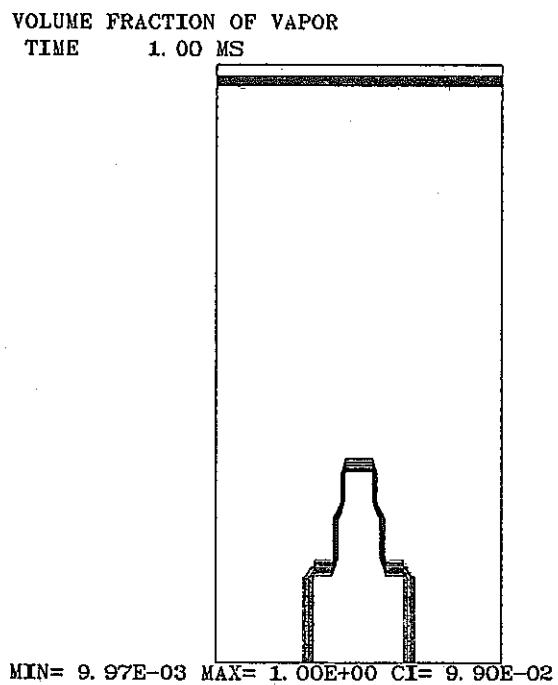
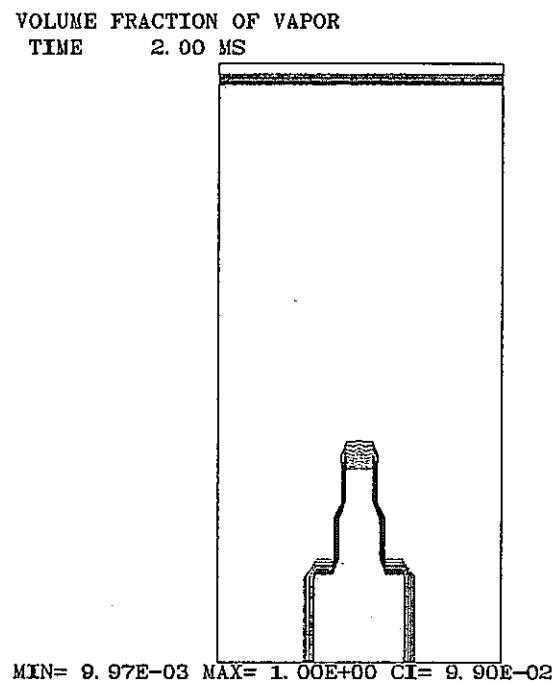
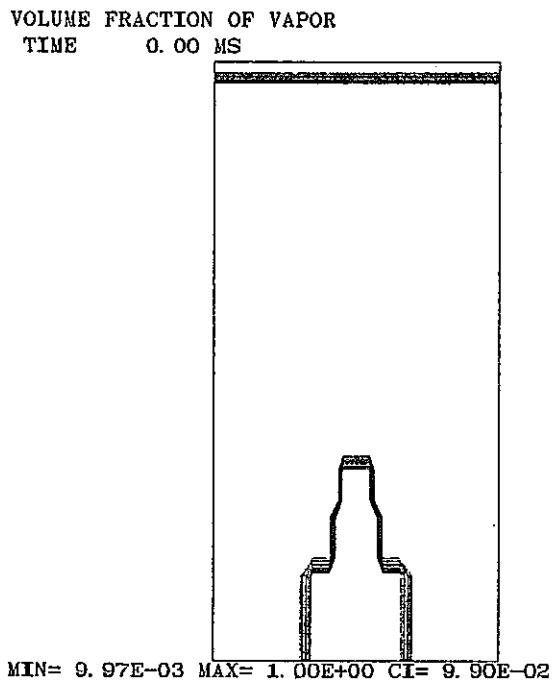
4.2.2 液体スラグの挙動

前節で述べた気泡成長により、周囲の流体は加速されカバーガス空間に向けてスラグ状に運動する様になる。実験では液面の移動挙動を高速度カメラで観測することにより液体スラグの変位を測定している。測定されたスラグの変位と SIMMER-II による計算結果の比較を 3 つの試験に対してそれぞれ Fig. 4-3 (I-4), Fig. 4-4 (I-7), Fig. 4-5 (I-8) に示す。高速度撮影から得られたデータに大きな不確定性が存在することを考えると、SIMMER-II による解析が十分な精度でスラグの移動挙動を再現していると考えられる。即ち、SIMMER-II で計算される気泡の成長挙動が正しいことが実験的に示されたことになる。

4.2.3 カバーガス圧力とスラグインパクト挙動

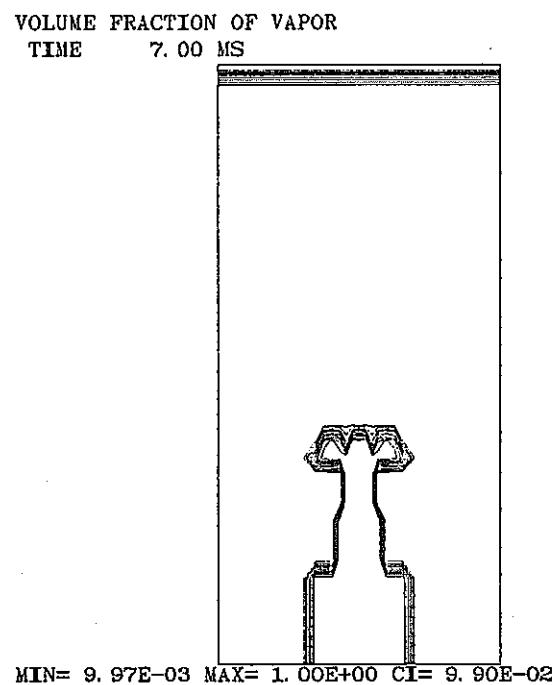
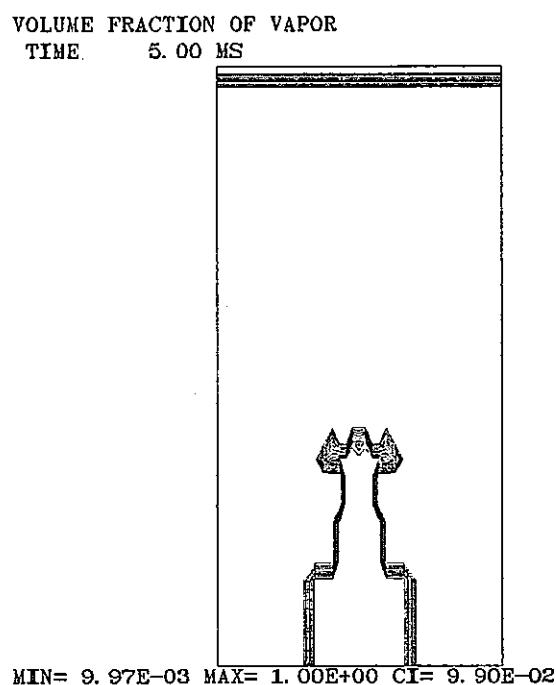
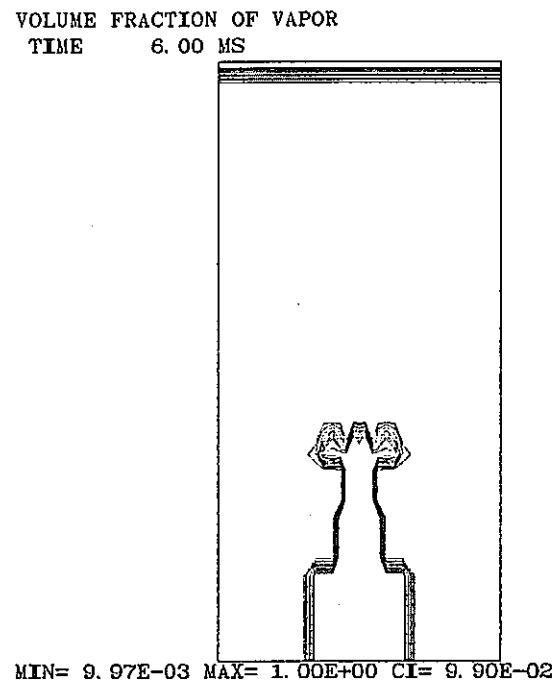
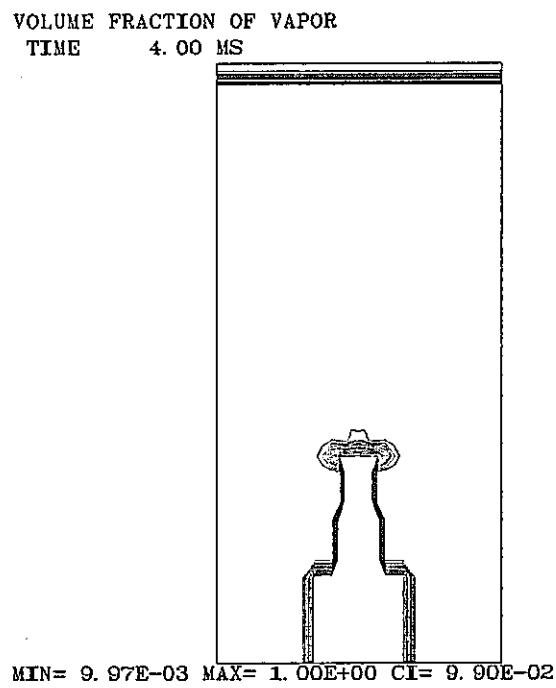
プール中の気泡の膨張およびプール液体（スラグ）の移動に伴ない、カバーガス体積は減少する様になる。本実験では、カバーガス空間は密封されているため、その結果カバーガスが圧縮・加圧されることになる。従って液体スラグが格納容器頭部に衝突し、鋭い単相圧力を発生する様な、言わゆるスラグインパクトは生じない。しかし本研究では便宜上、カバーガスが最も圧縮され圧力がピークに達するまでの時間をインパクト時間、この時の圧力をインパクト圧力と呼ぶことにする。

Fig. 4-6 ~ Fig. 4-8 に 3 つの試験で測定されたカバーガス圧力の履歴を SIMMER-II による解析と比較して示す。何れの試験に対しても、圧力の変化挙動、スラグインパクト時間は



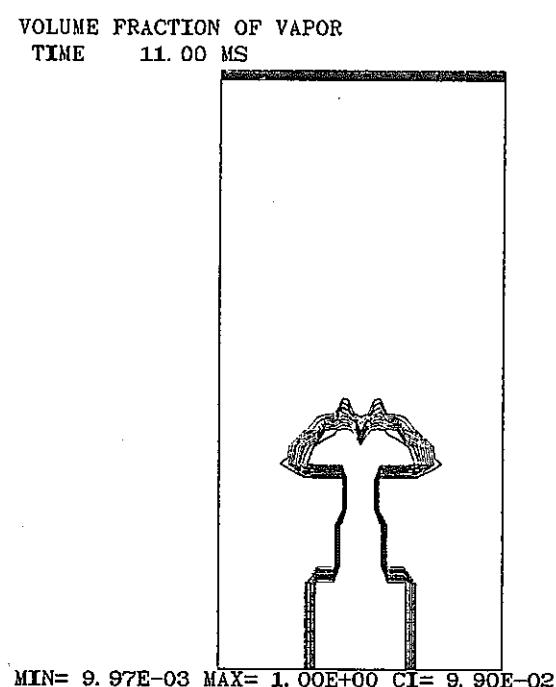
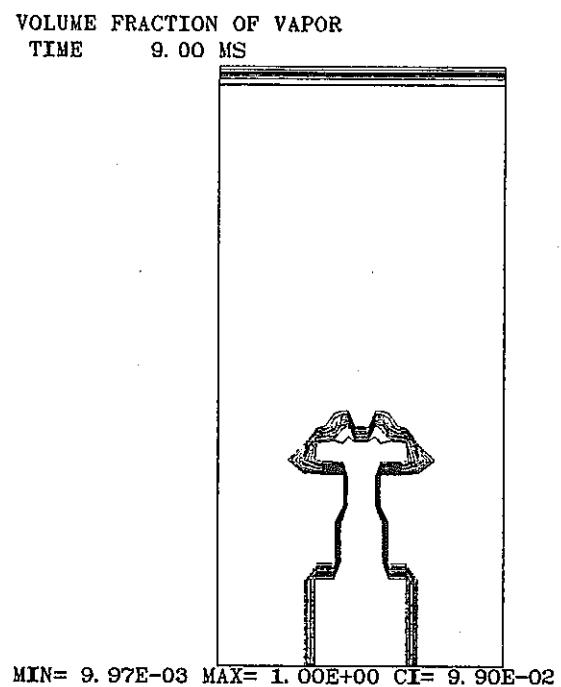
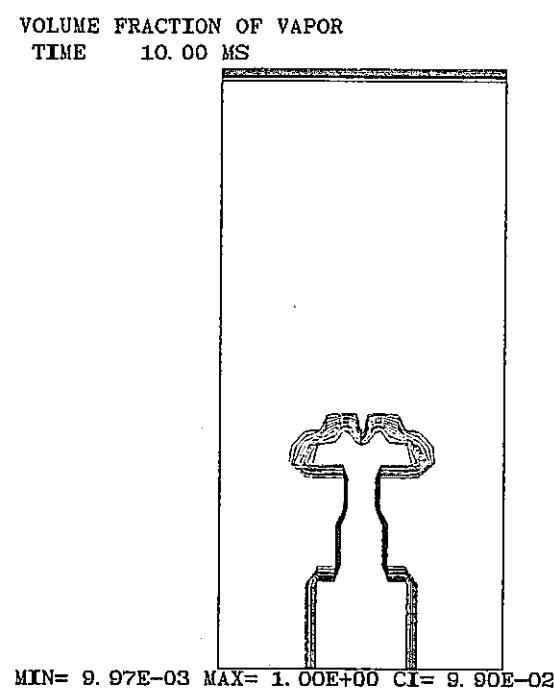
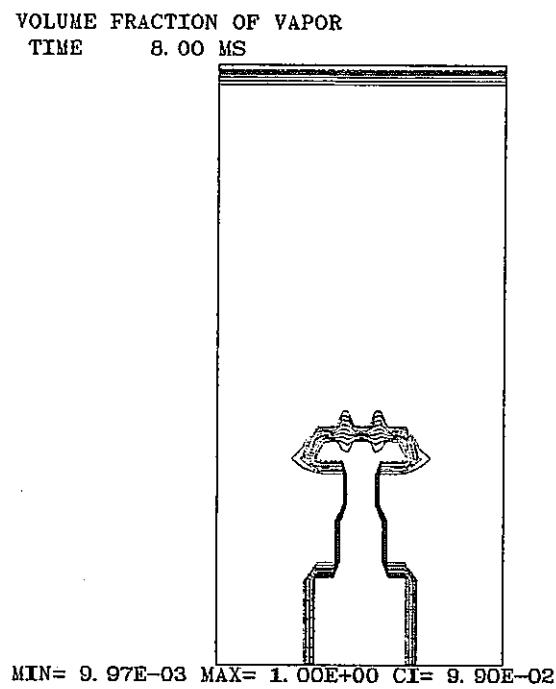
PNC 85 2 360

Fig. 4-1 Bubble Expansion Behavior Calculated by SIMMER-II
for Test I-7



PNC 85 2 361

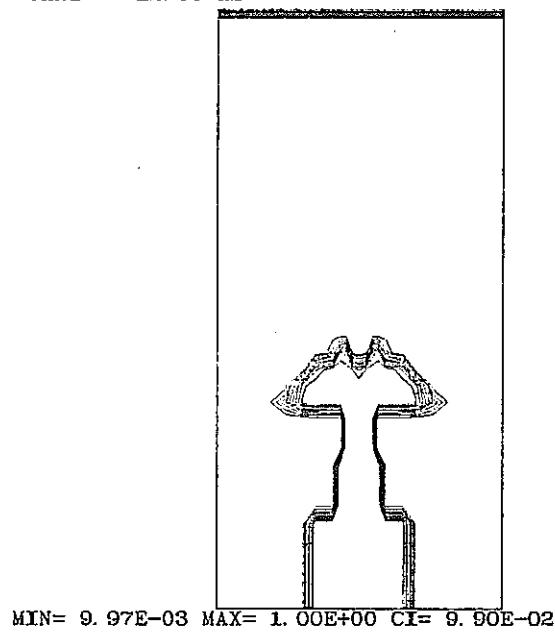
Fig. 4-1 (continued)



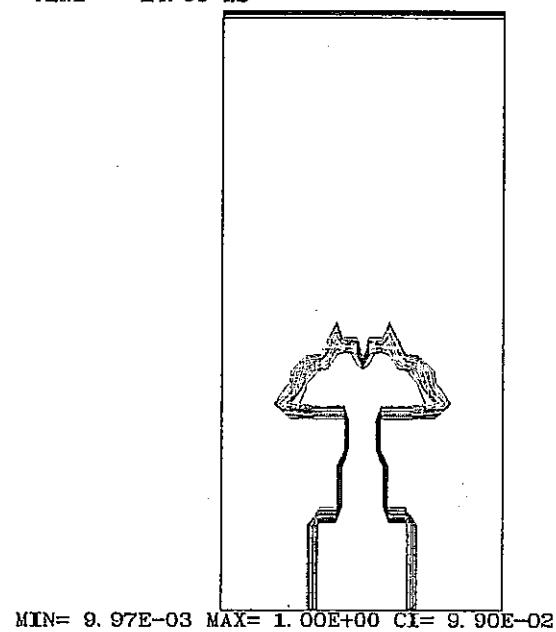
PNC 85 2 362

Fig. 4-1 (continued)

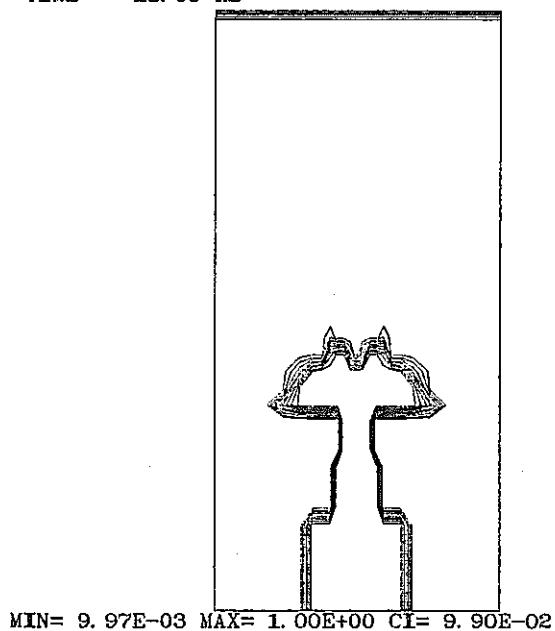
VOLUME FRACTION OF VAPOR
TIME 12.00 MS



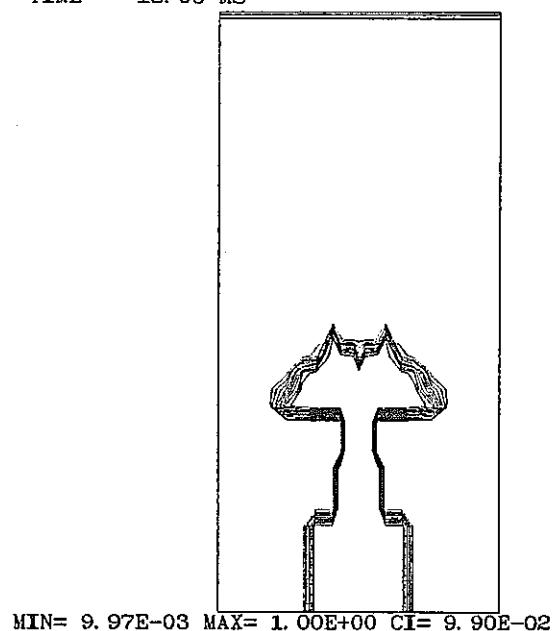
VOLUME FRACTION OF VAPOR
TIME 14.00 MS



VOLUME FRACTION OF VAPOR
TIME 13.00 MS

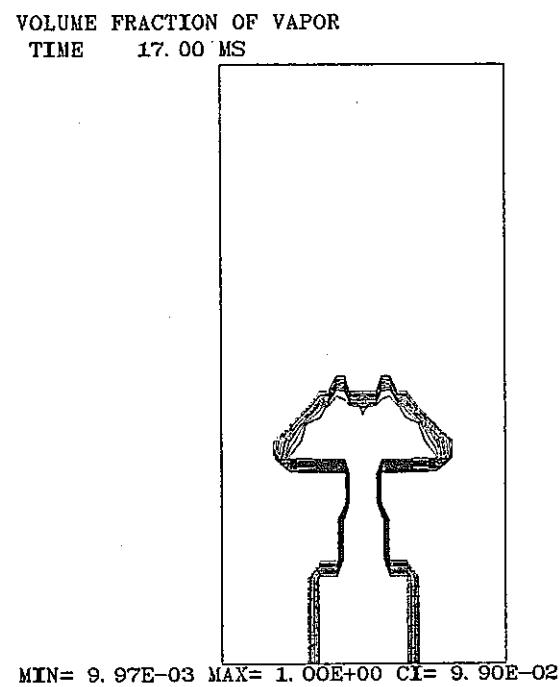
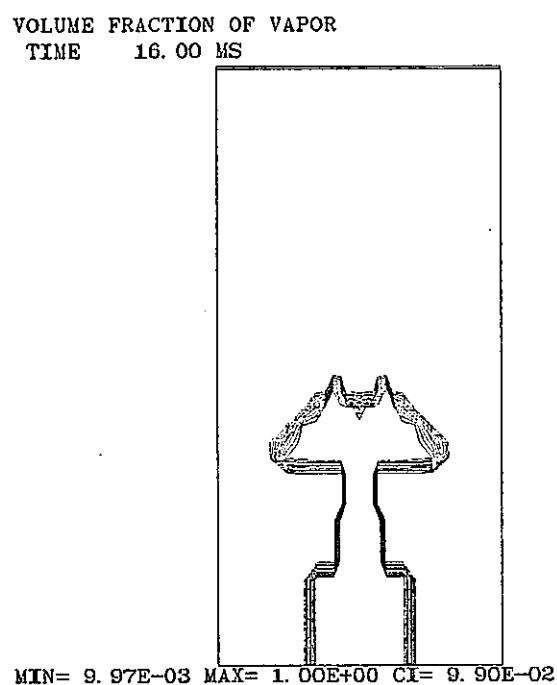


VOLUME FRACTION OF VAPOR
TIME 15.00 MS



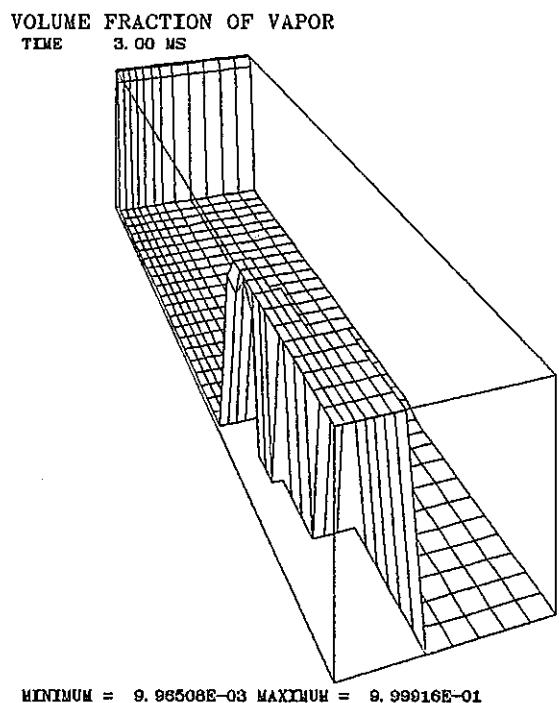
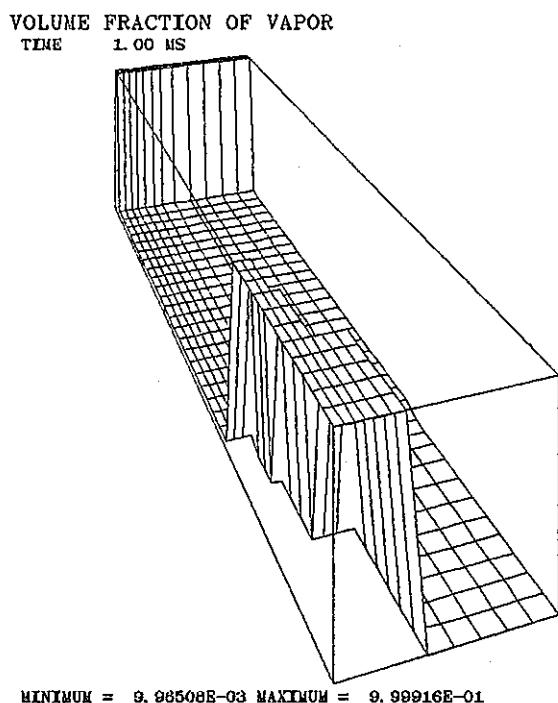
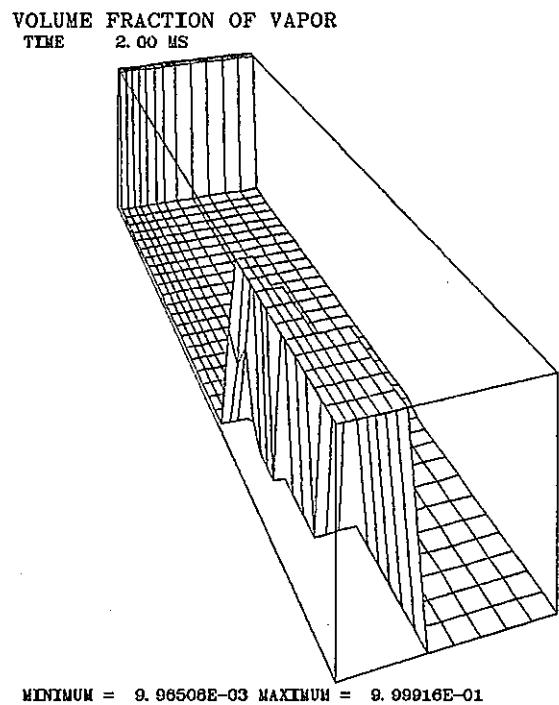
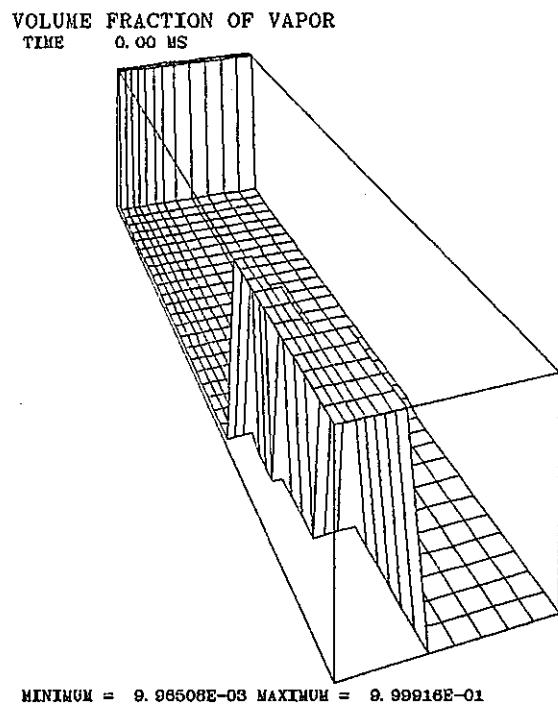
PNC 85 2 363

Fig. 4-1 (continued)



PNC 85 2 364

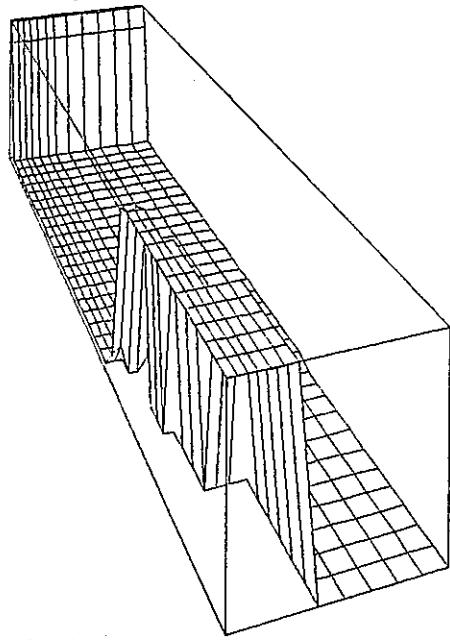
Fig. 4-1 (continued)



PNC 85 2 365

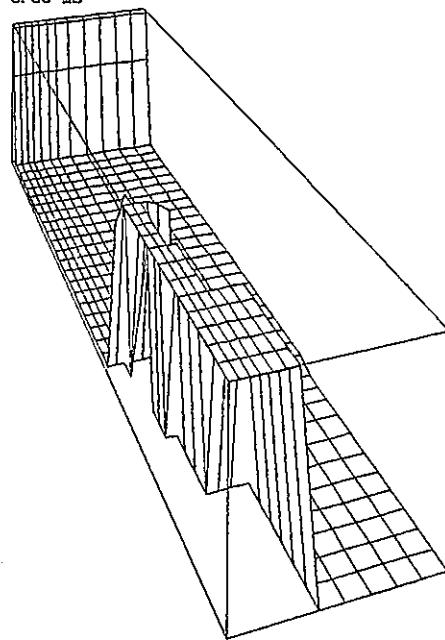
Fig. 4-2 Void Fraction Distribution Calculated by SIMMER-II
for Test I-7

VOLUME FRACTION OF VAPOR
TIME 4.00 MS



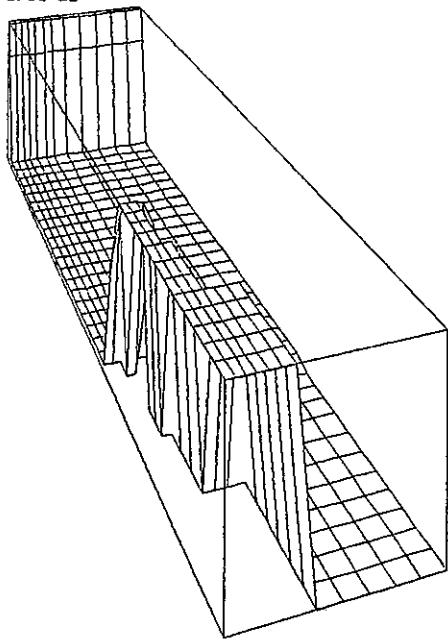
MINIMUM = 9.96508E-03 MAXIMUM = 9.99916E-01

VOLUME FRACTION OF VAPOR
TIME 6.00 MS



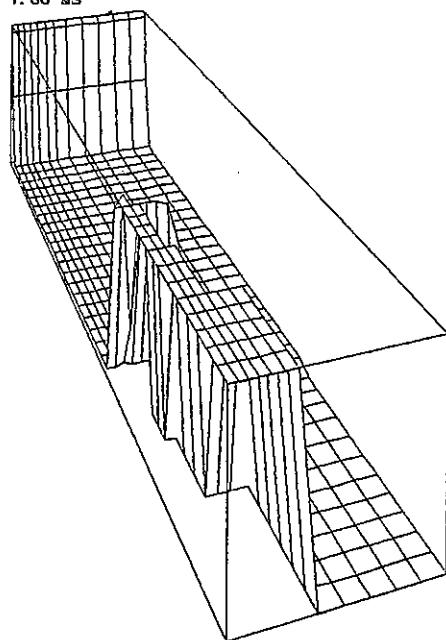
MINIMUM = 9.96508E-03 MAXIMUM = 9.99916E-01

VOLUME FRACTION OF VAPOR
TIME 5.00 MS



MINIMUM = 9.96508E-03 MAXIMUM = 9.99916E-01

VOLUME FRACTION OF VAPOR
TIME 7.00 MS



MINIMUM = 9.96508E-03 MAXIMUM = 9.99916E-01

PNC 85 2 366

Fig. 4-2 (continued)

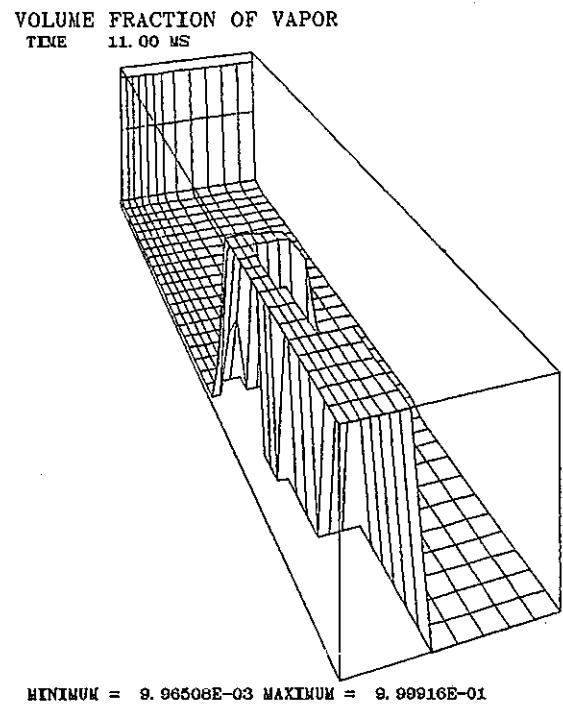
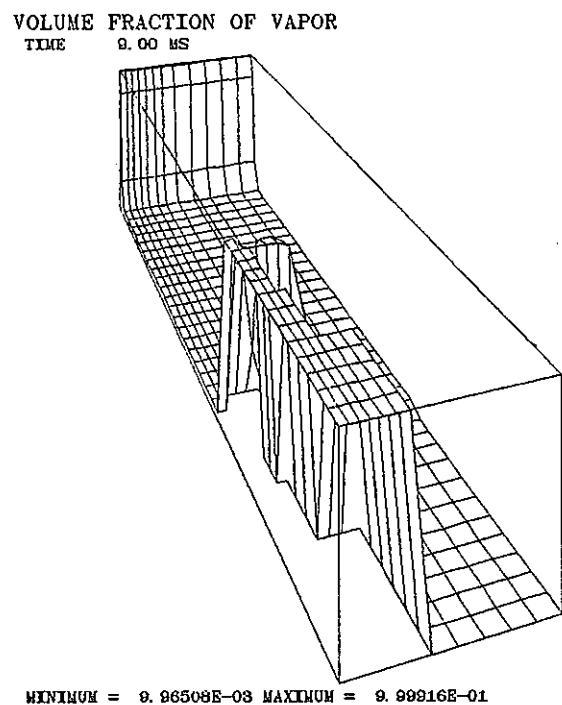
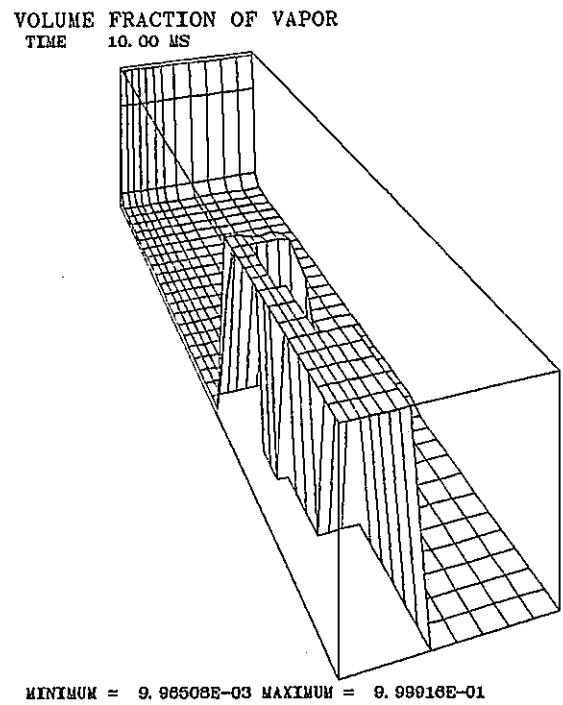
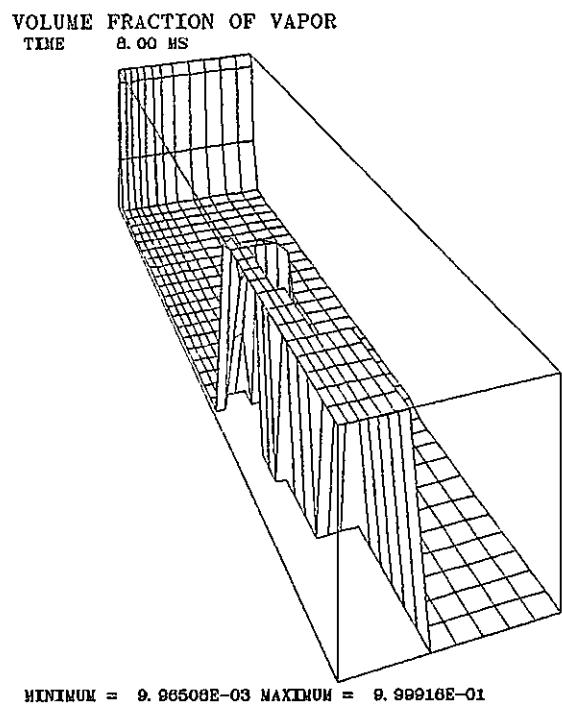
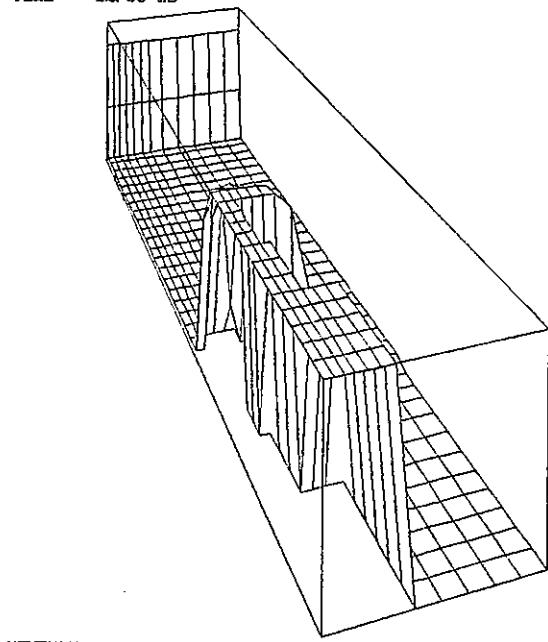


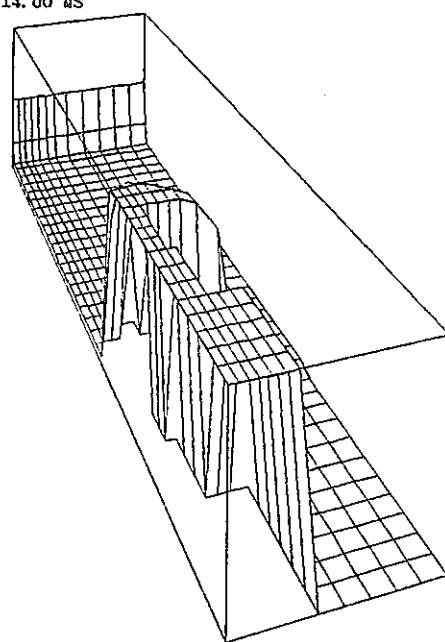
Fig. 4-2 (continued)

VOLUME FRACTION OF VAPOR
TIME 12.00 MS



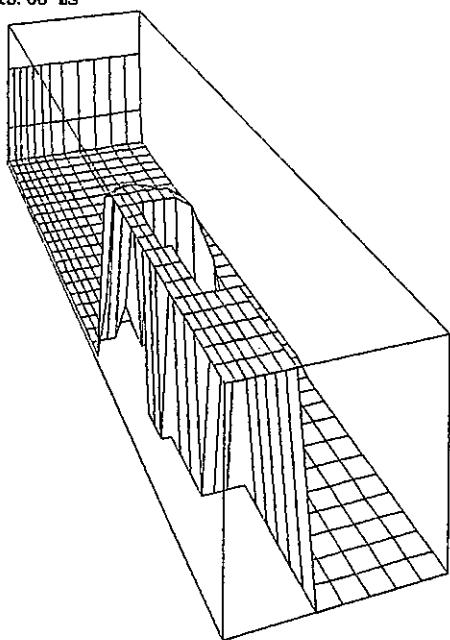
MINIMUM = 9.96508E-03 MAXIMUM = 9.99916E-01

VOLUME FRACTION OF VAPOR
TIME 14.00 MS



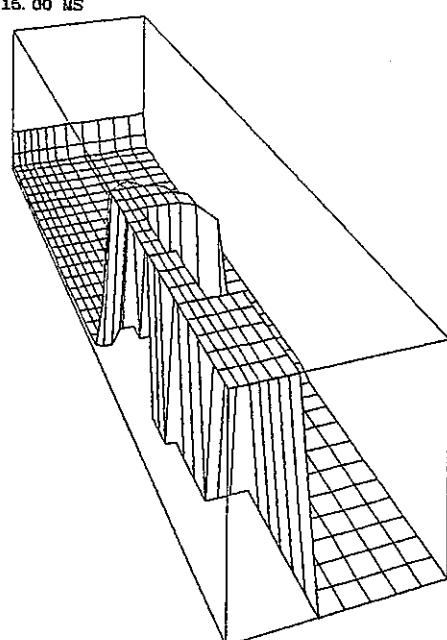
MINIMUM = 9.96508E-03 MAXIMUM = 9.99916E-01

VOLUME FRACTION OF VAPOR
TIME 13.00 MS



MINIMUM = 9.96508E-03 MAXIMUM = 9.99916E-01

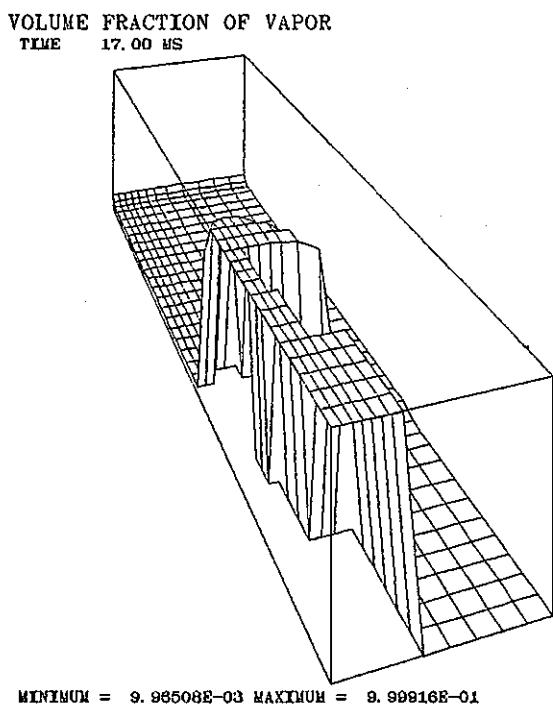
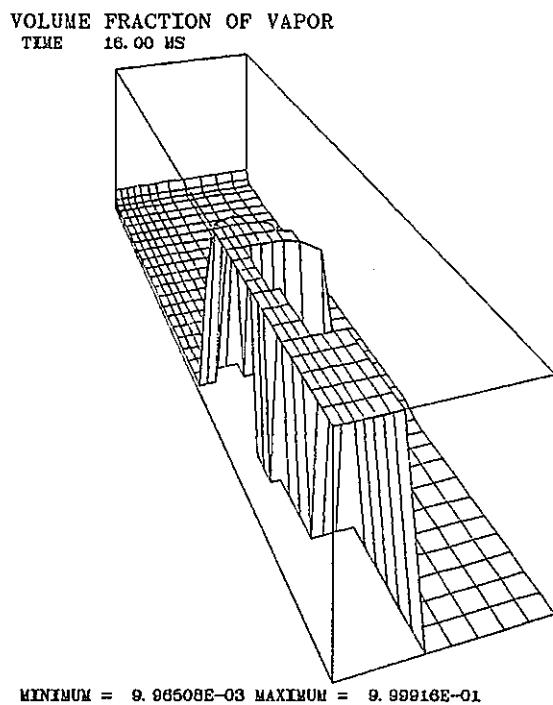
VOLUME FRACTION OF VAPOR
TIME 15.00 MS



MINIMUM = 9.96508E-03 MAXIMUM = 9.99916E-01

PNC 85 2 368

Fig. 4-2 (continued)



PNC 85 2 369

Fig. 4-2 (continued)

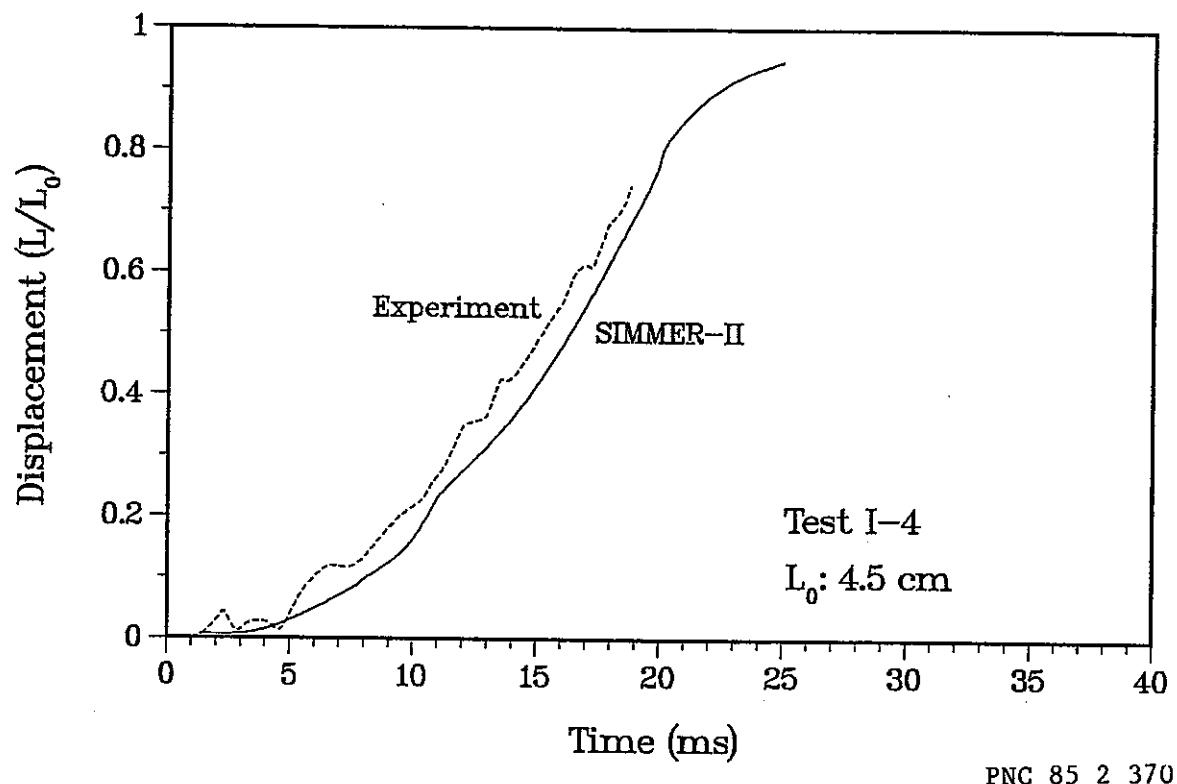


Fig. 4-3 Comparison of Liquid Slug Displacement for Test I-4

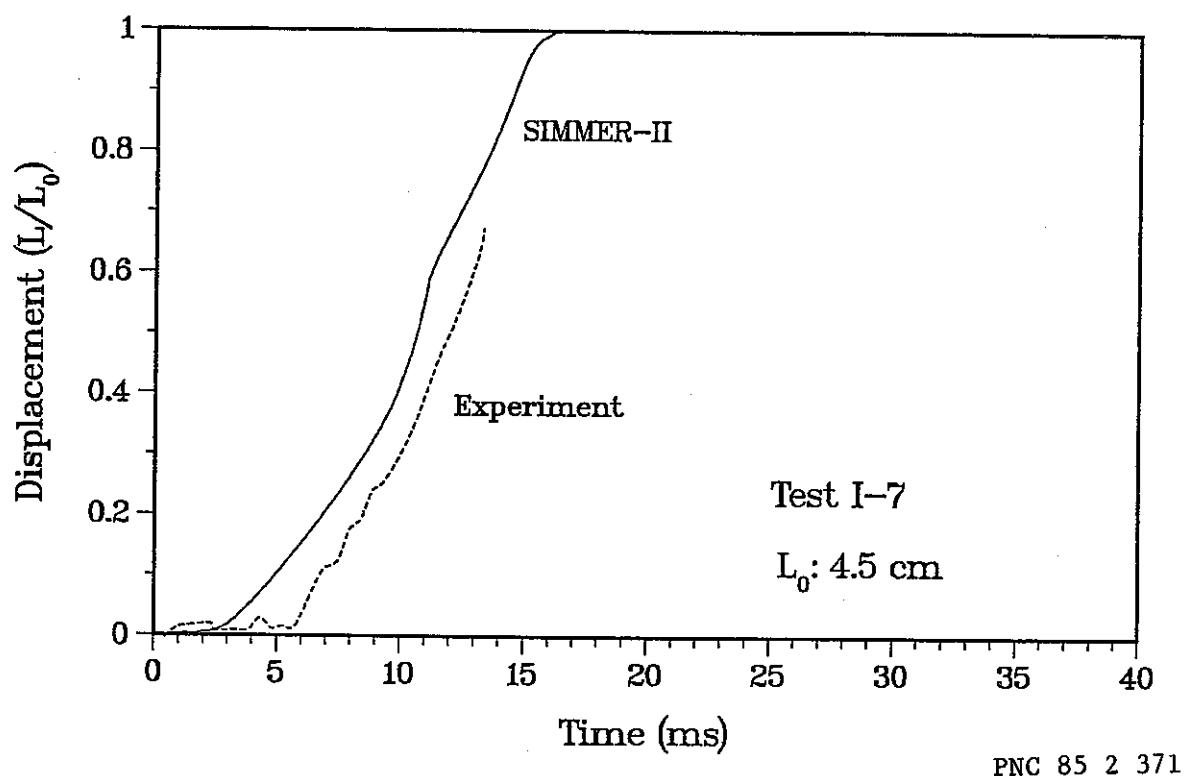
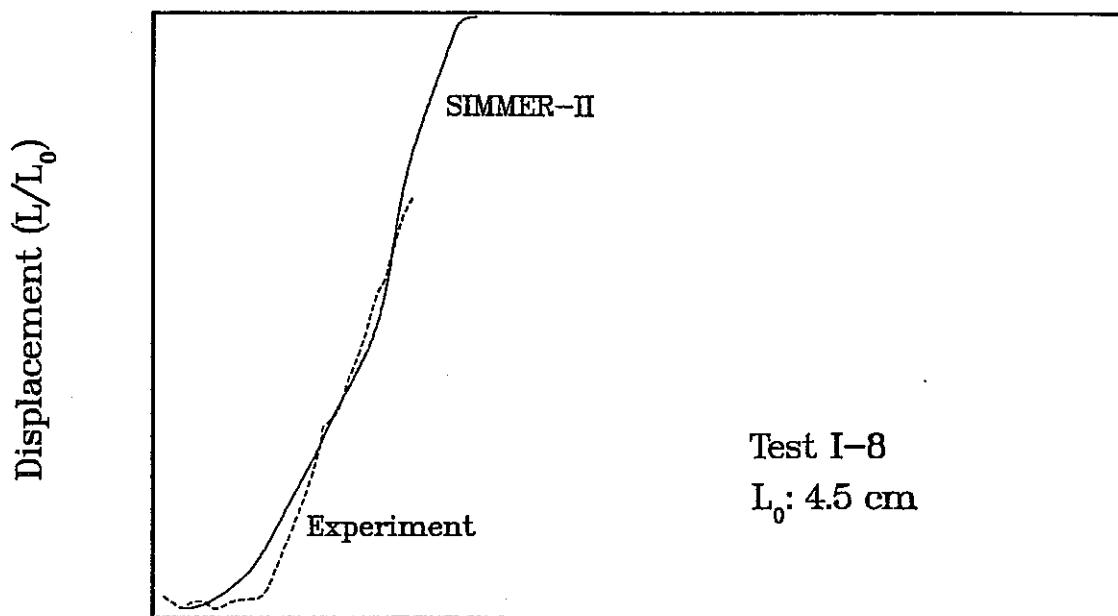


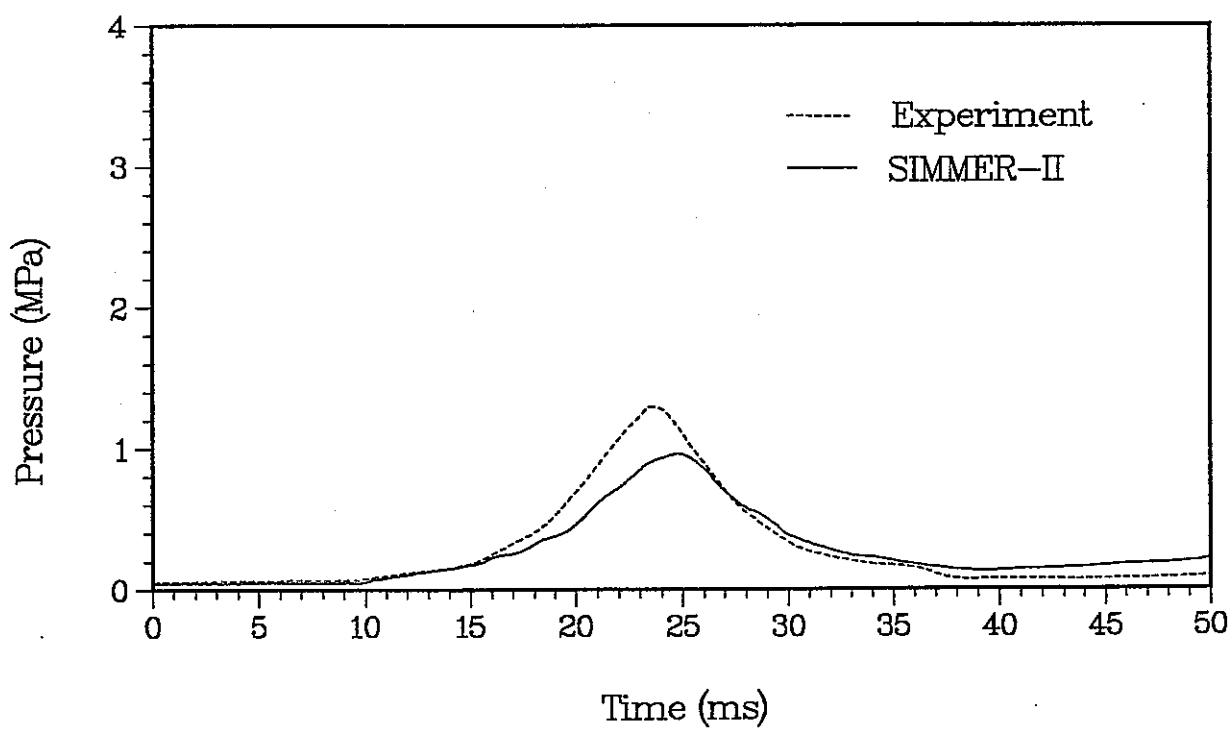
Fig. 4-4 Comparison of Liquid Slug Displacement for Test I-7



Time (ms)

PNC 85 2 372

Fig. 4-5 Comparison of Liquid Slug Displacement for Test I-8



Time (ms)

PNC 85 2 373

Fig. 4-6 Comparison of Cover Gas Pressure for Test I-4

PNC SN 941 85 - 44

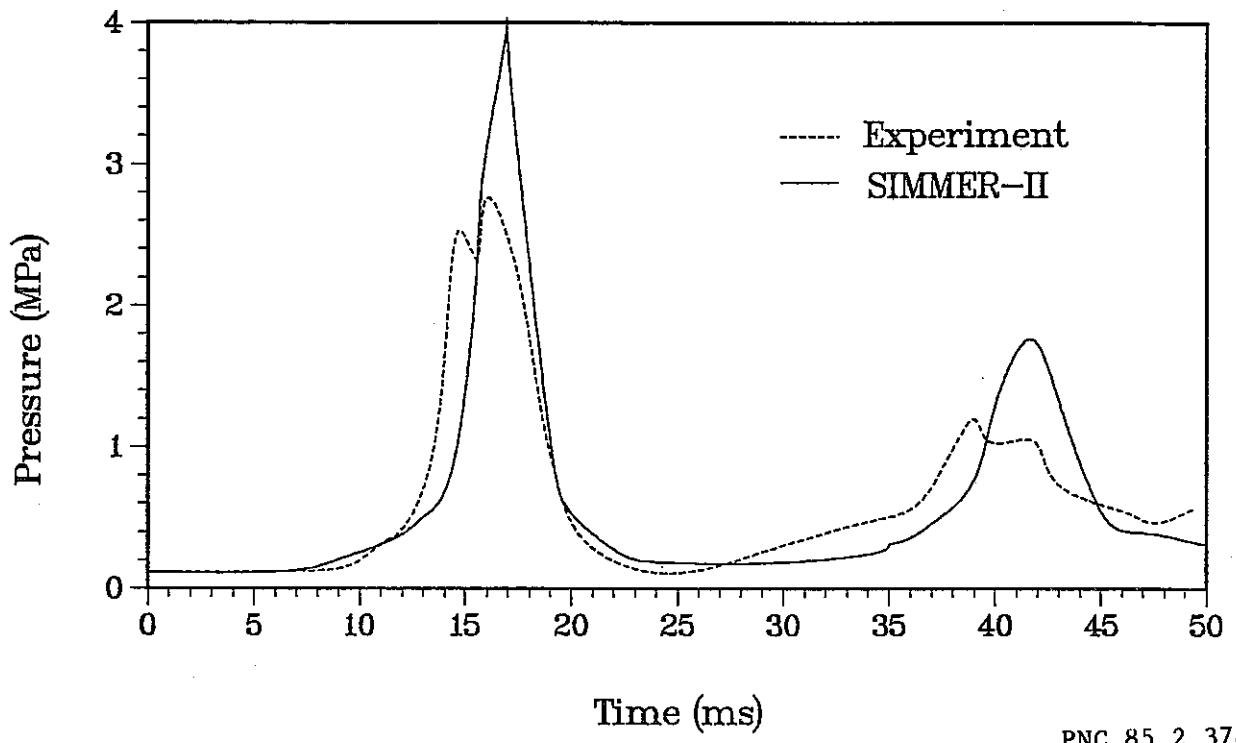


Fig. 4-7 Comparison of Cover Gas Pressure for Test I-7

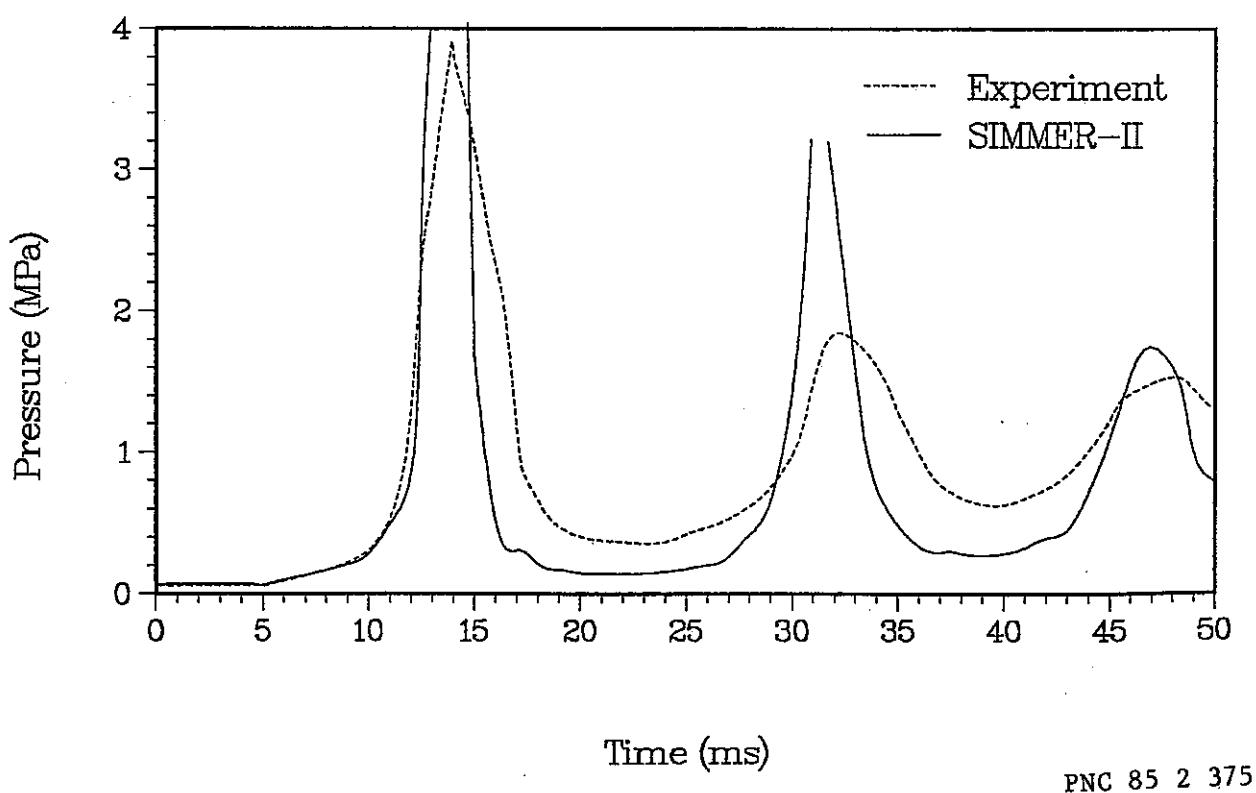


Fig. 4-8 Comparison of Cover Gas Pressure for Test I-8

非常に良く一致している。このことは、4.3.2節で述べた液体スラグの挙動が一致したことに対応するものである。一方インパクト圧力（ピーク圧力）については、実験と解析の不一致が見られ、その差は初期圧力が高い程顕著であることが判る。スラグインパクト時間とインパクト圧力の実験と解析との比較をTable 4-1に示す。結論として、SIMMER-IIはスラグインパクト時間（即ち気泡及び液体スラグの挙動）に関しては十分な精度で実験データを再現するが、インパクト圧力に関しての予測は不十分であると言える。この不一致の原因については次節でさらに検討することにする。

4.2.4 カバーガスの圧縮挙動の検討

カバーガス圧力の実験と解析との間の不一致の原因を検討するため、カバーガス空間の圧縮に際しての熱力学的状態変化を考察する。一般に、ある系の状態変化は、次式で表わされる。

$$PV^m = \text{const}$$

ここで、 m は状態変化の過程に応じて次の値を取る。

$m = 1$: 等温変化

$m = r$: 断熱変化 ($r = C_p/C_v$)

$m = n$: ポリトロープ変化 ($1 < n < r$ で、 n はポリトロープ指数と呼ぶ)

今考えているカバーガスの圧縮という問題に関しては、例えば断熱的に圧縮されると仮定すると、極端な場合カバーガスは 1000 K の高温に達する場合もある。この高温状態は瞬時的なものであるが、下部の室温の水に熱を伝えある程度の冷却が起ることになる。しかしこの時間は非常に短かいため、等温変化をするだけの十分な熱伝達は起らない。従ってカバーガスの圧縮に際しての状態変化は一種のポリトロープ変化となっていることが予想される。

一方、SIMMER-IIでは上記の現象もモデル内で自動的に計算されているため、ここでは SIMMER-II で計算された圧力に対するポリトロープ指数 n の評価を行った。結果をTable 4-2 に示す。この表では、各試験に対してスラグインパクト直前のカバーガス体積に対して、等温変化、断熱変化を仮定した場合の圧力、SIMMER-II の圧力を再現するためのポリトロープ指数の評価値を示す。この評価から、SIMMER-II により計算されるカバーガスの状態変化が、ある程度の熱伝達はあるものの断熱変化に近いことが判る。又、初期圧力が高いほどポリトロープ指数が大きくなっている（断熱変化に近くなっている）が、それは初期圧力が高いだけ圧縮の時間が短くなり、その結果熱伝達時間が短くなるためである。

実験で測定されたカバーガス圧力は、SIMMER による計算値よりもむしろ等温変化に近い傾向を示している。これは、圧縮され高温となったカバーガスの冷却が実際には SIMMER による計算値よりも大きかったためである。この原因に関しては、すでに実験的に液体スラグが急激に減速・停止する際に気泡界面で Taylor の不安定性による波立ち現象が観測されており、⁽¹⁶⁾

Table 4-1 Comparison of Slug Impact Behavior in I-Series Experiments

Test	Source Pressure (MPa)	Experimental Slug Impact Time (ms)		SIMMER-II Slug Impact Time (ms)		Experimental Peak Cover Gas Pressure (MPa)		SIMMER-II Peak Cover Gas Pressure (MPa)	
		center	edge	center	edge	center	edge	center	edge
I-4	0.775	23.4	24.1	24.4		1.28	1.32	1.02	
I-7	1.456	16.1	16.4	16.7		2.68	2.71	4.04	
I-8	2.136	13.7	14.4	13.4		3.85	3.89	7.42	

PNC 85 2 376

Table 4-2 Change of Thermodynamic State During Cover Gas Compression

Test	Source Pressure (MPa)	Time* (ms)	Isothermal Pressure (MPa)	Isentropic Pressure (MPa)	SIMMER-II Pressure (MPa)	Evaluated Polytrope Index**
I-4	0.775	24.0	0.683	1.465	1.011	1.21
I-7	1.456	16.0	1.390	3.963	3.024	1.30
I-8	2.136	13.0	1.541	4.577	4.367	1.38

* selected shortly before slug impact.

** simulating cover gas pressure calculated by SIMMER.

PNC 85 2 377

これにより説明できる。即ち液面の波立ちとカバーガス中への低温液滴の entrainmentにより、カバーガスの冷却が促進されるため実験的に測定される圧力が低くなった訳である。この効果は、スラグの減速が大きい程（即ち、初期圧力が高い程）大きくなるため、初期圧力の高い試験の方が実験と解析との差が大きくなっていたことになる。従って、SIMMER-IIでは気泡界面におけるこの種のミクロな現象はモデル化されていないため、そのままではインパクト圧力を一致させることは出来ない。SIMMERの結果をより実験データに近づけるために、カバーガスの冷却量（プールの水への伝熱量）を増すことで近似することは可能である。具体的には、液滴半径、液体側熱伝達係数等のパラメータを調節することによりある程度の模擬は可能である。

しかし、本研究ではこの様なパラメータの調整は行っていない。その理由は、実機解析の立場から重要となるのはあくまでも液体スラグの挙動であり、通常の保守的な実機解析ではカバーガスの存在を無視している（カバーガスの圧縮によるエネルギー低減のクレジットを取らない）ことからその重要度が低いためである。従って、本解析においても、インパクト圧力自体を比較することは余り意味がないため、IVシリーズ、Vシリーズの解析においてもこれ以上の検討は行わない。

4.2.5 1次元簡易解析との比較

室温におけるN₂ガスの噴出実験は、観点を変えれば、液体スラグの両端にある圧力差をかけた時のスラグの運動に類似させることができる。そこで本節ではSIMMERによる計算結果を1次元の簡易解析と比較する。その結果、SIMMERで計算されたスラグの運動の妥当性を定性的かつ直観的に理解することができる。

液体スラグの長さをL、密度をρ、速度をu、圧力源とカバーガスの圧力をP_S、P_Cとするときスラグの運動方程式は次式で表わされる。

$$P_S - P_C = \rho L g + \rho L \frac{du}{dt}$$

カバーガス体積がV_CからV_C-△V減少する際に、圧力源体積がV_SからV_S+△V増加することを考慮して、上式を積分すると次式となる。

$$\int_{V_S}^{V_S-\Delta V} P_S dV - \int_{V_C}^{V_C+\Delta V} P_C dV = MgZ + \frac{1}{2} Mu^2$$

ここで、Mは液体スラグの質量、Zは変位であり、△V/A (Aは断面積)とも記述できる。この式は、圧力源の膨張による機械的仕事が、カバーガスの圧縮仕事、液体スラグのポテンシャルエネルギー、スラグの運動エネルギーに変換されることを意味する。この式を用い、圧力源

およびカバーガスの状態変化が断熱変化であると仮定すると、実験の初期条件を用いて任意の ΔV に対して液体スラグの運動エネルギーが計算できる。計算は、(1)圧力源の初期圧力で直接スラグを加速する場合、(2)圧力源のガスがノズル部の体積まで一様に膨張した後にスラグを加速する場合、の 2 つのケースについて行った。前者はノズル部の体積を無視したことに対応する。

SIMMER で計算されたスラグの運動エネルギーを本節の 1 次元簡易解析と比較した結果を、Fig. 4-9 に示す。この図から、SIMMER で計算された運動エネルギーが、ノズル部を考慮した 1 次元の簡易評価と非常に良く一致していることが判る。このことは単に SIMMER-II コードの流体力学モデルの妥当性意味するのに加えて、実機解析の立場からも重要な結論を示している。即ち、Fig. 4-9 でノズル部の体積を考慮することにより運動エネルギーが大きく低減されているのと同様に、実機における炉心膨張過程においても、炉心部および周辺に存在するボイド空間を利用しての初期膨張による圧力の平坦化により液体スラグを駆動する圧力源は実質上低下し、その結果スラグ運動エネルギーが低減されることになる。

4.2.6 I シリーズ解析の結論

SIMMER-II による I シリーズ試験の解析により得られた主要な結論を以下にまとめる。

- (1) N_2 気泡の拡大と水プールスラグの加速に関しては、スラグインパクト時間（カバーガス圧力がピークに達するまでの時間）の比較によると、実験データと SIMMER-II による解析結果はほぼ完全に一致した。
- (2) ダイアフラムがラップチャージする時間、ノズル部上端のダイアフラム存在の効果は無視したが、この効果は非常に小さいと考えられる。
- (3) SIMMER-II のモデルパラメータを調節することなく実験結果を再現できたが、SIMMER の全体的な流体力学モデルの妥当性はほぼ検証されたと考えて良い。
- (4) カバーガス圧力に関しては、閉じ込められた空間内のカバーガスが急激に圧縮される際の気泡界面でのミクロな現象（実験で示された Taylor 不安定による entrainment の発生とその結果のカバーガスの冷却）を適切にモデル化又は模擬しない限り、圧力挙動を実験と完全に合わせることは出来ない。但し実機解析の立場からの重要度は低い。
- (5) 1 次元簡易モデルによる解析では、ノズル部体積（真空又は低圧）を利用しての初期圧力の平坦化の効果により、実質的にプールを加速する圧力が初期より大巾に低下することが判った。これは実機の炉心膨張過程においても炉心内又は周辺におけるボイド空間を利用して起る初期膨張の効果が運動エネルギー低減に関して非常に重要であることを意味する。

4.3 IV シリーズ試験の解析

IV シリーズ試験は、高温・高圧の水-水蒸気混合物を室温の水プール中に噴出・膨張させる実験で、I シリーズで検証課題となっていた流体力学的問題に加えて、高温水のフラッシング、

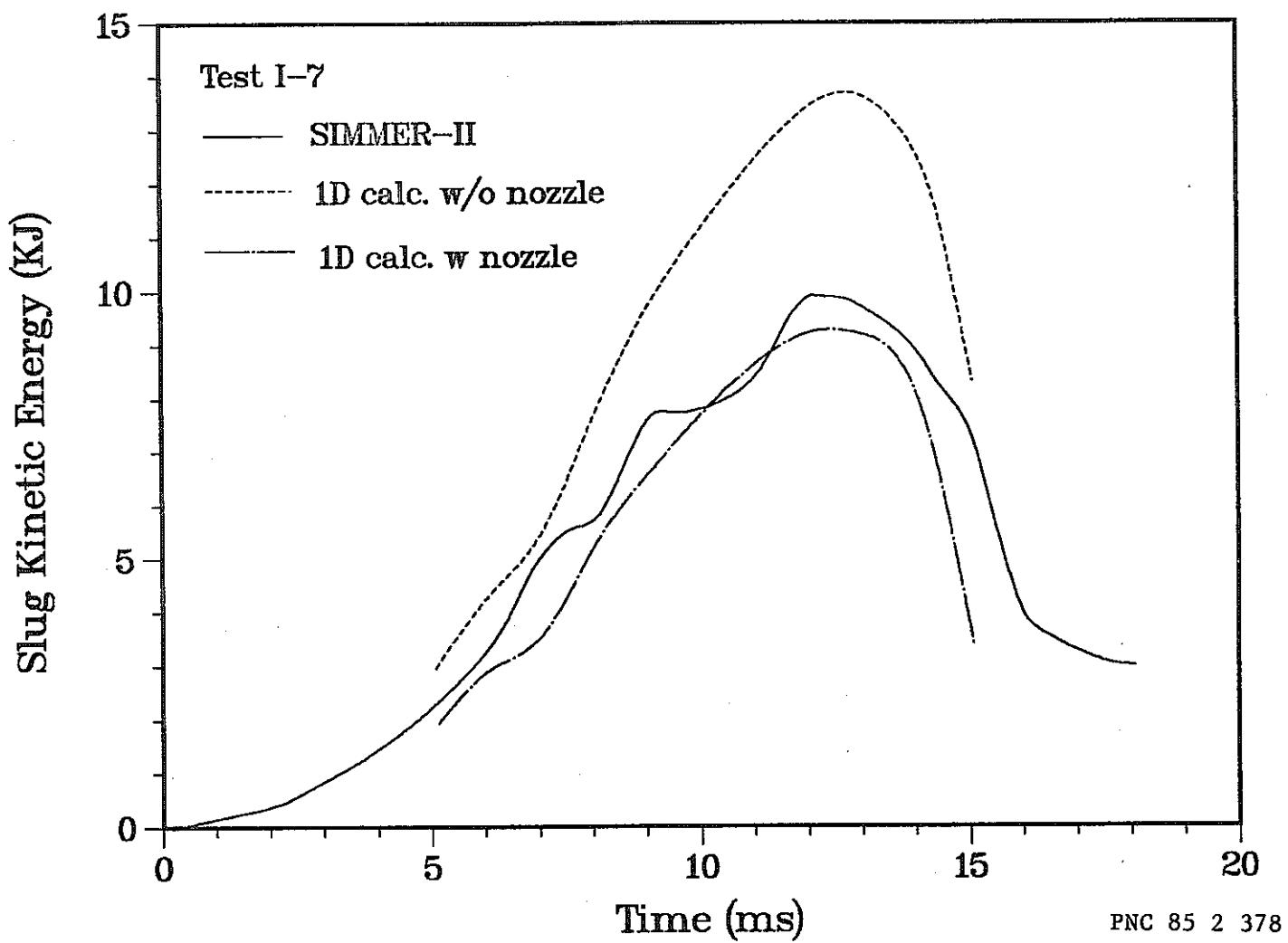


Fig. 4-9 Comparison of SIMMER Calculation with Simple One-Dimensional Model

蒸気泡の凝縮等の現象が重要となる。又、実験的にも蒸気泡の膨張に際して気液界面で低温水の entrainment の発生が示されており⁽¹⁶⁾、この取り扱いが重要となる。実験技術的には、圧力容器内の初期の熱平衡状態の設定に苦労があったようで、解析対象としたのはⅣシリーズの中でも後半の試験である。適当な試験がなかったため、圧力源の初期圧力をパラメータとすることはできなかった。

SIMMER-II コードでは 4 種の液体と 1 種の気体の任意の組合せが使用できるが、Ⅳシリーズにおける水／水系の実験を解析する際には、両者を同一成分として扱う方法と 2 成分系の問題として扱う方法の 2 種が考えられる。本研究では、先ず 6 種の試験に対して単一成分系での解析を行い、次にⅣ-17 試験に着目して 2 成分系の解析を含めた詳細検討を行う。

4.3.1 単成分モデルでの解析

圧力容器内の高温水とプールの低温水を同一成分としてモデル化し、Ⅳ-12, 16, 17, 18, 19, 20 の 6 試験の解析を実施した。スラグインパクト時間の実験との比較を Table 4-3 に示す。Ⅰシリーズに比べて多少ばらつきはあるが、比較的良好く対応しているのが判る。液体スラグの挙動に関しては、スラグの変位の実験との比較をいくつかの試験との比較を Fig. 4-10 (Ⅳ-12), Fig. 4-11 (Ⅳ-16), Fig. 4-12 (Ⅳ-17), Fig. 4-13 (Ⅳ-18), Fig. 4-14 (Ⅳ-19) にそれぞれ示す。立上り時間（実験データは高速度フィルムから評価しているため誤差が大きいと考えられる）に多少の差はあるものの、全体的傾向は良く一致しているものと考えられる。このことはスラグインパクト時間が良く一致したことと対応している。種々の実験パラメータを変化させている (Table 3-3 参照) にもかかわらず、スラグの挙動を十分に再現しているものと考えられる。

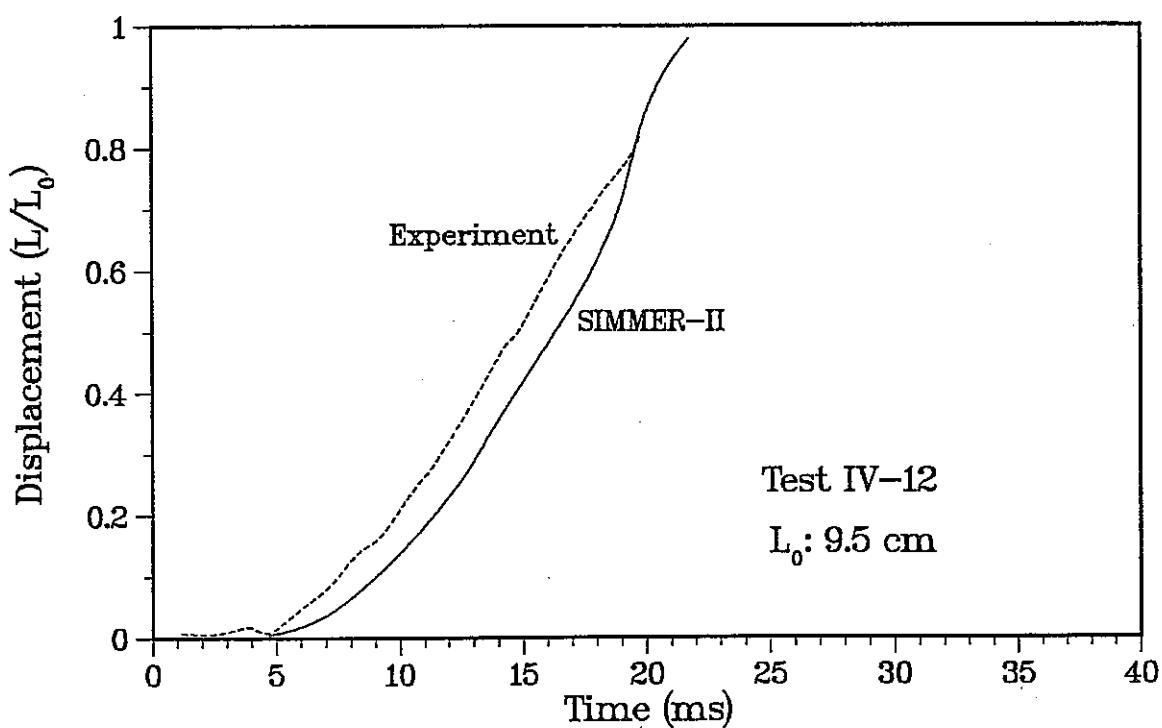
ここで着目すべき点は、Ⅳ-16 試験に対する Fig. 4-11 である。実験データは 2 本の曲線で示されているが、破線はプール液面の上昇を測定して得たスラグの変位（蒸気泡の実際の体積に相当）であり、1 点鎖線で示したのは蒸気泡の気液境界の挙動を等価的にスラグ変位に換したものである。これは蒸気泡の界面の成長がプール液面の上昇以上に速いことを意味している。この差は、気泡界面において冷温液体が蒸気泡内に entrain されたことによるものである。2 つのデータは共に高速度フィルムから評価したものであるため本来測定誤差は大きいと考えられるが、entrainment 量は蒸気泡体積の 30 % にも及ぶ大規模なものであることも推察できる。ところで、室温における N₂ガスの噴出実験であるⅠシリーズ試験においては、この様な大規模な entrainment は観測されていない。このことは entrainment 現象が Taylor の不安定性の様な純粹な水力学的效果のみによるものではなく、例えば蒸気の急激な凝縮の様なより動的な現象が関与している可能性が非常に高いことを示すものである。

実機解析の立場から entrainment の効果が重要なのは、高温の蒸気泡内に低温液滴が取り込まれることにより、気泡の効果的な冷却、圧力低下が起り、それが液体スラグの運動エネル

Table 4-3 Comparison of Slug Impact Times in IV-Series Experiments
(SIMMER Calculations with One-Component Model)

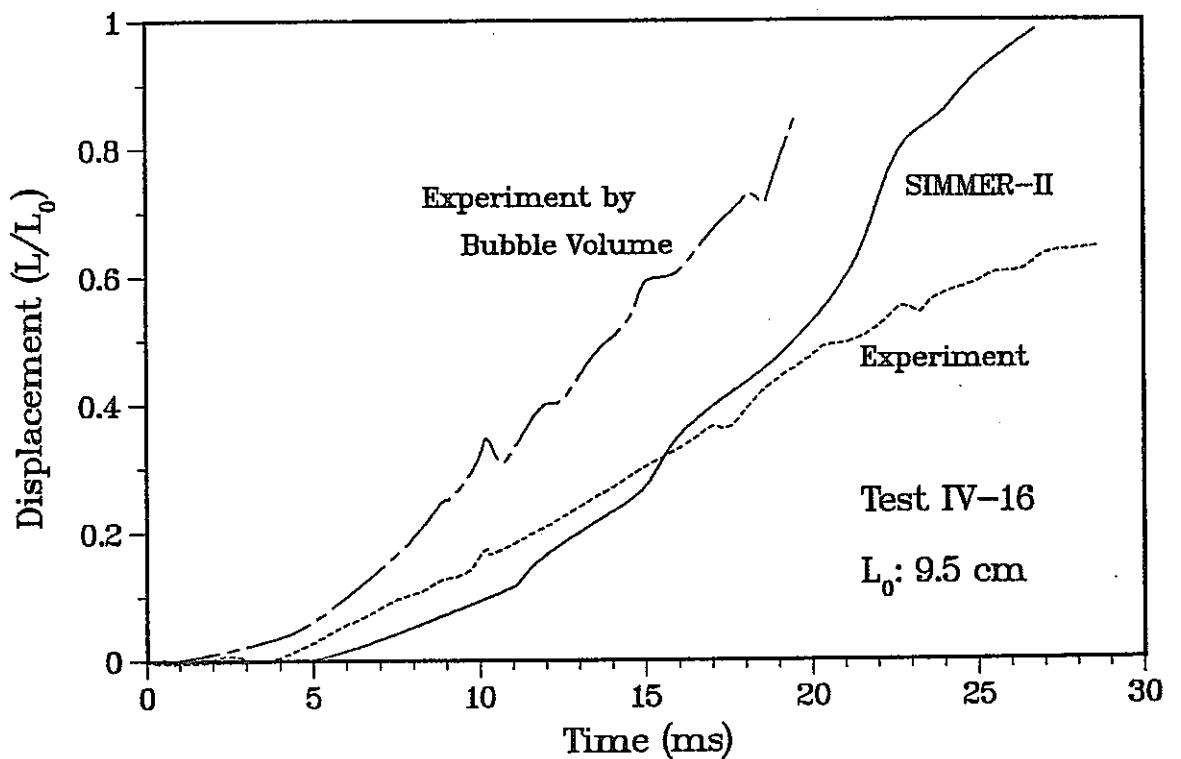
Test	Experimental Slug Impact Time (ms)		SIMMER-II Slug Impact Time (ms)
	center	edge	
IV-12	-	23.0	23.5
IV-16	31.4	32.5	28.3
IV-17	26.0	26.5	27.6
IV-18	28.5	29.3	33.6
IV-19	26.3	26.9	24.2
IV-20	19.2	19.9	17.2

PNC 85 2 379



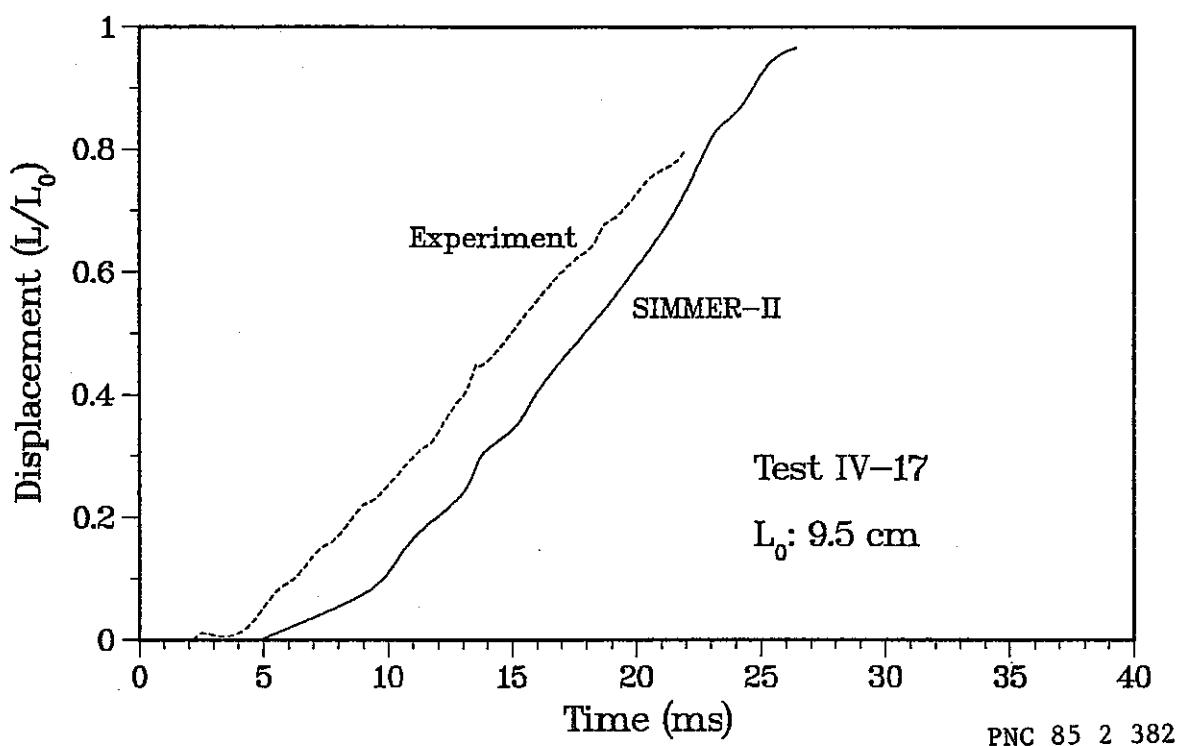
PNC 85 2 380

Fig. 4-10 Comparison of Liquid Slug Displacement for Test IV-12



PNC 85 2 381

Fig. 4-11 Comparison of Liquid Slug Diplacement for Test IV-16



PNC 85 2 382

Fig. 4-12 Comparison of Liquid Slug Displacement for Test IV-17

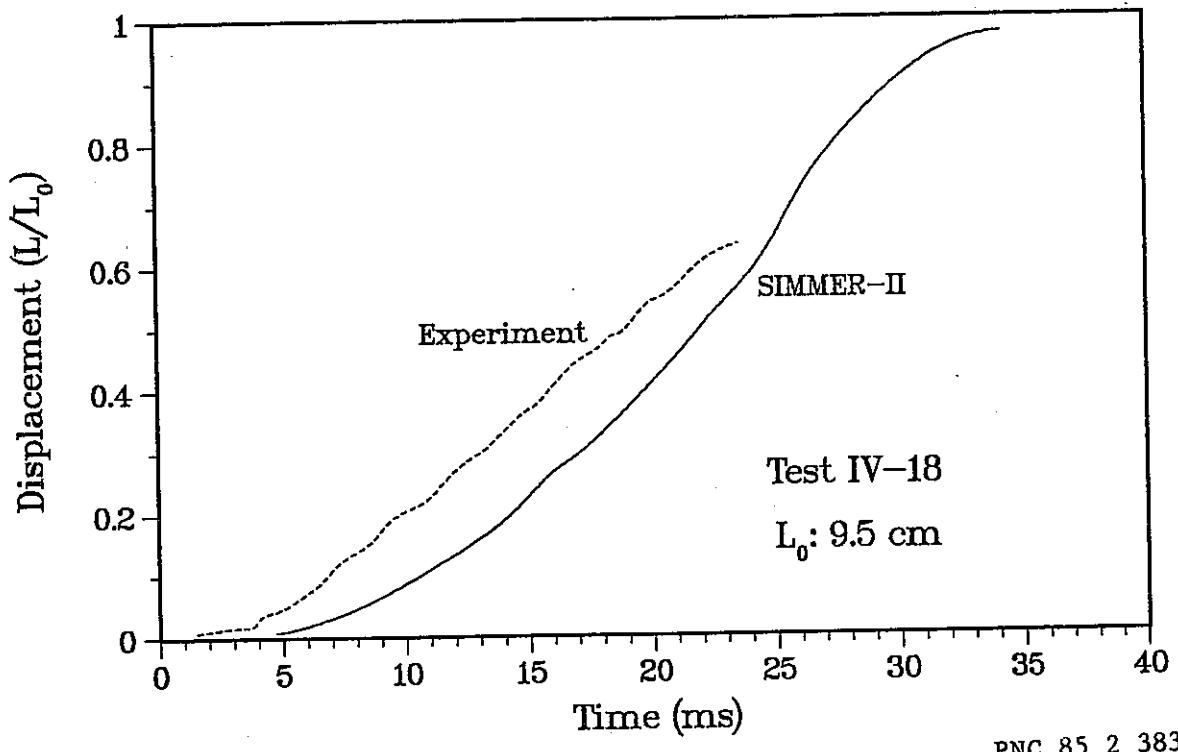


Fig. 4-13 Comparison of Liquid Slug Displacement for Test IV-18

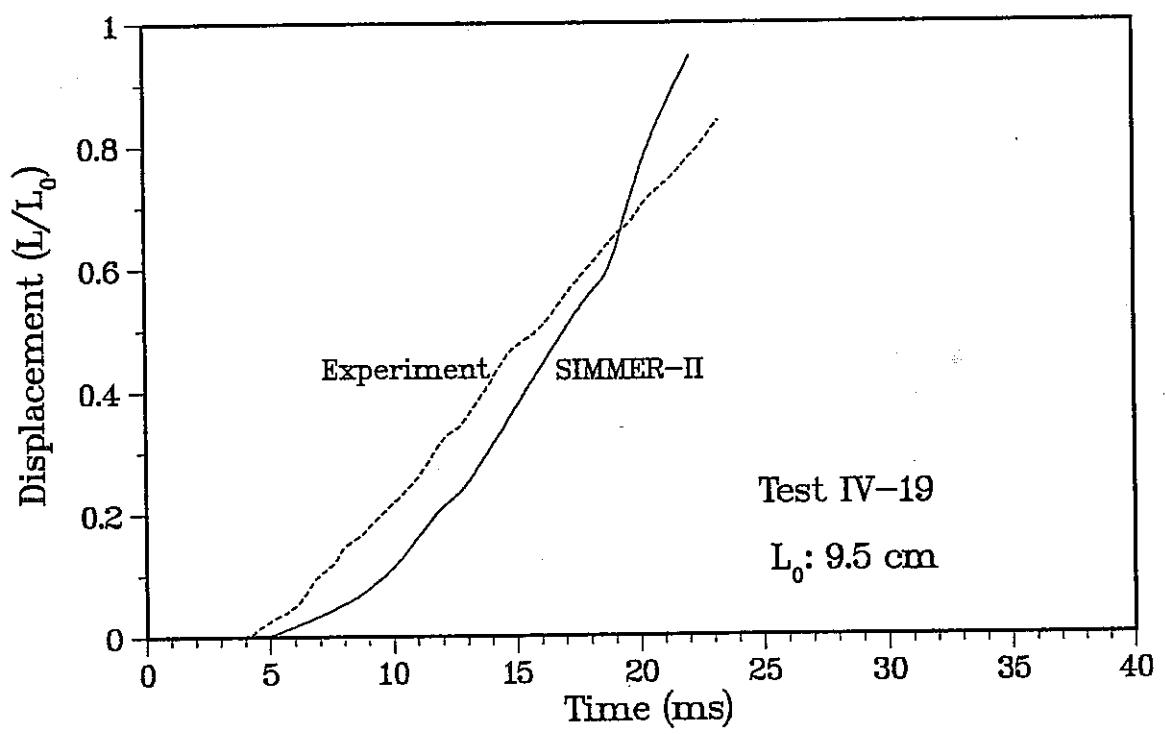


Fig. 4-14 Comparison of Liquid Slug Displacement for Test IV-19

ギーの低減に通じるからである。一方、SIMMERによる解析ではこの様な気泡界面で生じるミクロな現象は取扱われていないため entrainment の効果を直接モデル化することはできない。しかし、すでに Table 4-3 で示した様に SIMMER で計算されたスラグの運動は実験データとの良好な一致を示している。この矛盾が生じた原因については、SIMMER コードの数値解法上の問題を考慮する必要がある。SIMMER は Eulerian 型（空間メッシュが固定）の流体力学コードで、ドナーセル差分法により差分化されている。この手法に含まれている基本的な問題点は、メッシュセル内の物質分布を均一に扱うことによる数値解法上の物質の拡散を防げない点である（数値拡散と呼ばれる）。この数値拡散は良く知られている様に、あるシャープな界面を滑らか分布に変える効果を持ち、それのみは実際上大きな問題ではない。もっと問題となるのは 1 つのセル内においては 1 つの成分は均一かつ唯一の熱力学的状態（温度）しか持てない点である。即ち、あるセルに蒸気泡の気液界面が入って来た場合を考えてみると、実際には高温の 2 相蒸気泡と低温液体が独立していて両者の間で熱交換が起ることになるが、SIMMER では瞬時に完全混合・温度平衡を達成させる。これは、数値混合（numerical mixing）又は自己混合（self-mixing）と呼ばれる。従って単成分モデルによる N シリーズ試験の解析においても、気液界面を含むセルにおける数値混合の結果、蒸気泡の実効的な冷却、圧力低下が計算されることになる。即ち、SIMMER-II コードでは実験的に観測された entrainment の効果がモデル化されていないにもかかわらずスラグの挙動が良好な一致を示した理由は、この数値混合による蒸気泡の冷却の効果が、entrainment の効果と偶然に同程度であったためであると結論できる。但し、両者の効果の本質的な差違は、数値混合による圧力低下は気液界面近傍に限界されるのに対して、entrainment の影響は蒸気泡内のかなりの広範囲に及ぶという点である。

4.3.2 2 成分モデルでの解析

4.3.1 節では、entrainment の効果を数値混合により模擬し得ることを示したことになる。しかし注意しなければならないのは、(1)数値混合の効果はメッシュサイズに依存する、(2)実機の炉心膨張における高温の炉心物質と低温の液体ナトリウムを同一成分でモデル化することはできない、の 2 点である。そこでここでは、噴出する高温水-水蒸気混合物とプールの低温水を異なる成分としてモデル化した。その結果、あるセルに両成分が存在する場合でも数値混合は起らず、有限時間の伝熱過程を経て温度平衡に近づくことになる。解析は、N シリーズの中でも代表的な試験である N-17 試験（初期圧力 2.17 MPa、温度 490 K）に対して行った。スラグインパクト時間に対する結果を、1 成分モデルの結果、実験結果と共に Table 4-4 に示す。数値混合の有無により結果が大きく異なっていることが判る。インパクト時間は実験データに比べて 6.5 ms 早くなっているが、これは逆に entrainment の影響が非常に大きく、かつスラグの運動エネルギーの低減（インパクト時間の増加）にとり極めて重要であることを意味す

る。従って、2成分モデルを用いた場合、SIMMERのモデルはそのままでは実験データを再現することは出来ないことが判った。

4.3.3 蒸気泡の冷却の効果の検討

SIMMER-IIのモデルで標準的な入力パラメータを使用した場合、entrainmentの効果が再現できないことが判ったため、ここではこの効果の近似的な模擬を試みる。entrainmentの影響が、高温の気泡中へ低温液滴が取り込まれることにより気泡が冷却される効果であることに着目して、ここでは高温水-低温水の熱伝達係数をパラメトリックに増加させ気泡の冷却を促進させた一連の計算を行った。

4.3.2節と同様に、2成分モデルを用いて高温水-低温水間の熱伝達係数の multiplier（変数名 RLL(1, 3)）を標準値の1.0から 10^5 まで大きく変化させてこの影響を調べた。スラグインパクト時間に対する結果をTable 4-5に示す。計算結果は熱伝達係数の値に非常に敏感であり、予想した通り伝熱量（蒸気泡の冷却量）を増加すれば、スラグインパクトが遅れ、瞬時熱平衡モデル（4.3.2節の単成分モデル）の結果に近づくことが判った。この結果をFig. 4-15に示す。この図を基にすると、実験結果に含まれる entrainment の効果を SIMMER で近似するためには、高温水-低温水間の熱伝達係数を増加（今の場合約200倍）する方法が有効であることが判った。但し、この方法で模擬したのは entrainment 現象自体ではなく、単に液体スラグを加速する駆動力となる気液境界近傍の圧力を実効的に合わせただけである。

4.3.4 物性値の温度依存性の効果の検討

前節までに記述した解析では、2成分モデルにおいても一貫して同じ物性値（水）を用いた。ところが、物性値、特に液体密度の温度依存性（高温水は490K、低温水は300K）が、結果に対して大きな効果を持つ可能性が考えられるため、付加的な解析を行った。本研究で用いた SIMMER Version 2.9 では物性値の温度依存性は取扱えない。そこで、2成分に対してそれぞれの初期温度に対応した物性値を与え、4.3.2節の解析を再計算した結果、スラグインパクト時間が約1.5ms 早くなるという結果が得られた。この差は無視できるほど小さくはないが、entrainmentに起因する不確定性と比較すると、十分小さいと考えられる。尚、SIMMERコードの最新版（Version 2.10）においては、液体密度等の重要な物性値の温度依存性がモデル化されており、将来の解析においては物性値の温度依存性に起因する不確定性は考慮する必要はなくなる。

4.3.5 IVシリーズ解析の結論

SIMMER-IIによるIVシリーズ試験の解析により得られた主要な結論を以下にまとめる。

- (1) 実験的には、2相気泡と低温プール流体との気液界面における entrainment の発生とその

Table 4-4 Comparison of Slug Impact Times in Test IV-17
(Effect of Numerical Thermal Mixing)

Model	Numerical Mixing	Slug Impact Time (ms)
one-component	yes	27.6
two-component	no	20.1
experiment	-	26.5

PNC 85 2 385

Table 4-5 Comparison of Slug Impact Times in Test IV-17
(Effect of Liquid-Liquid Heat Transfer Coefficient)

Liquid-Liquid Heat Transfer Multiplier	Slug Impact Time (ms)
1	20.1
10	23.1
10^2	25.7
10^3	26.8
10^4	27.0
10^5	27.0
(Experiment)	26.5

PNC 85 2 386

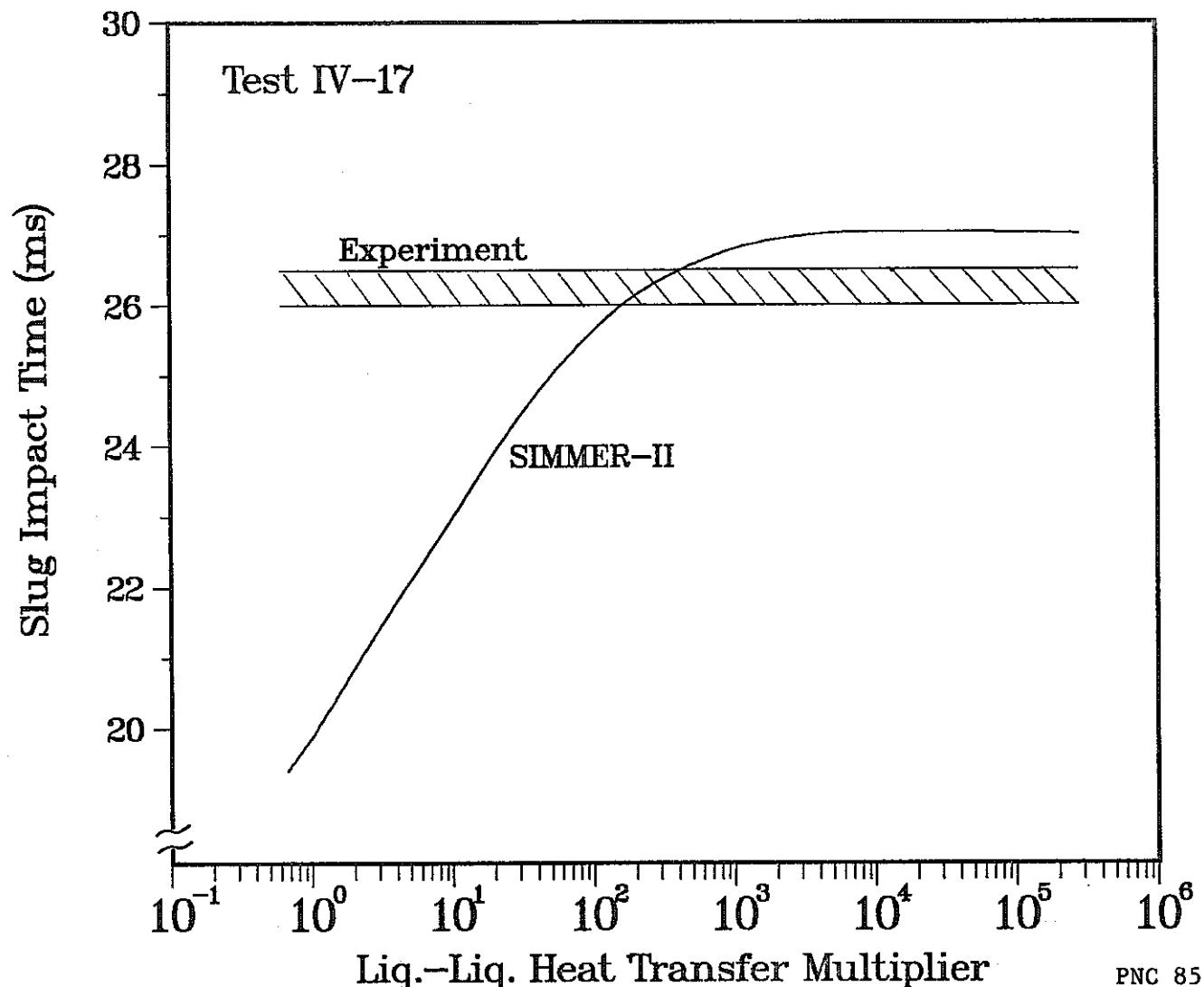


Fig. 4-15 Effect of Liquid-Liquid Heat Transfer Coefficient on
Slug Impact Time for Test IV-17 (Calibration of
SIMMER Model to Simulate Entrainment Phenomenon)

重要性が指摘されている。entrainmentの原因は流体力学的な界面の不安定性（Taylor instability.）に加えて、蒸気の凝縮に伴なうより動的な現象が関与している可能性が強い（Iシリーズはほとんど観測されていない）。entrainmentの効果は重要であり、特に高温の蒸気泡中に低温流体の液滴が取り込まれることにより、冷却され、蒸気の凝縮、圧力の低下、ひいてはスラグの加速の低減を引き起すことになる。

- (2) Vシリーズの解析結果によると、スラグインパクト時間の実験データとの対応はIシリーズの場合ほど良くはない。それは、実験的に認められた entrainment 現象が SIMMERコード で適切にモデル化されていないためである。
- (3) Vシリーズの様な水一水系の試験を SIMMER-II でモデル化する際、同じ物質として扱うと高温水と低温水が同一メッシュ内で瞬時に熱平衡に達し、区別できなくなるという問題が生じる。逆にこの効果を利用して、気液界面での混合により entrainment を模擬する考え方もあるが、それでは実機の 2 成分系での現象には適用できなくなる。
- (4) 高温水と低温水を異なる物質（例えば燃料成分とナトリウム成分）としてモデル化すると、entrainment 現象は、2 成分間の熱移行の過程として扱われる。しかしこの熱移行は高温水が同時に存在する場所、即ち気泡界面を含むメッシュセルでしか起らず、これでは影響が蒸気泡全体に及ぶような激しい entrainment 現象を再現することはできない。
- (5) 実機解析の立場からは、スラグの運動エネルギーが最も重要な量となるが、これを模擬するため、スラグを加速する気液界面近傍での圧力挙動を高温水一低温水間の熱伝達係数の調整により近似することができる。V-17 試験(2.17 MPa, 490 K の高温水の噴出)に対しても、この熱伝達係数を約 200 倍することで entrainment の効果が模擬できることが示された。
- (6) 但し重要な点は、この calibration が 1 ケースの試験のみで行ったもので、実際の entrainment 現象の激しさが初期条件（初期圧力）、物質に依存する可能性が強いこと、又、SIMMER による模擬が気泡界面の圧力を近似しただけで、entrainment 現象自体をモデル化した訳ではないこと、である。
- (7) 従って、蒸気泡の挙動に関しては、実機の仕事エネルギー低減にとって entrainment 現象の効果が非常に重要であり、実験的あるいは現象論的に解明し、それを SIMMER のような解析コードに反映して行くことが肝要であると言える。

4.4 Vシリーズ試験の解析

Vシリーズ試験は水以外の流体を用いた世界的にも余り例のない実験である。試験数は少ないが、本研究では比較的初期条件のはっきりしている V-2, V-4 の 2 つの試験を解析対象として選んだ。V-2 試験は、高温水／メタノール系の試験で、水よりも沸点の低いメタノールの蒸発の効果を調べようとしたものであり、V-4 試験では高温エテレンジリコール／水系

を用いて水よりも沸点の高い流体の効果を調べるのが目的である。

4.4.1 気泡の膨張挙動

Fig. 4-16 に V-4 試験に対する SIMMER で計算したプール中の気泡（エチレングリコールの 2 相混合物）の膨張挙動を示す。Fig. 4-17 には同試験で実験的に観測された気泡挙動を示す。Fig. 4-17 は時間的経過が明確ではないが、概ね良い対応を示している。但し、実験結果では気泡形状が特に膨張の後期に歪んでおり、これはかなり大規模な非均一な凝縮と entrainment が発生したためと考えられる。一方 Fig. 4-16 の SIMMER による解析では、この様な非均一な現象、entrainment はモデル化されていないため比較的半球に近い形で気泡が成長している。

4.4.2 スラグの運動とインパクト挙動

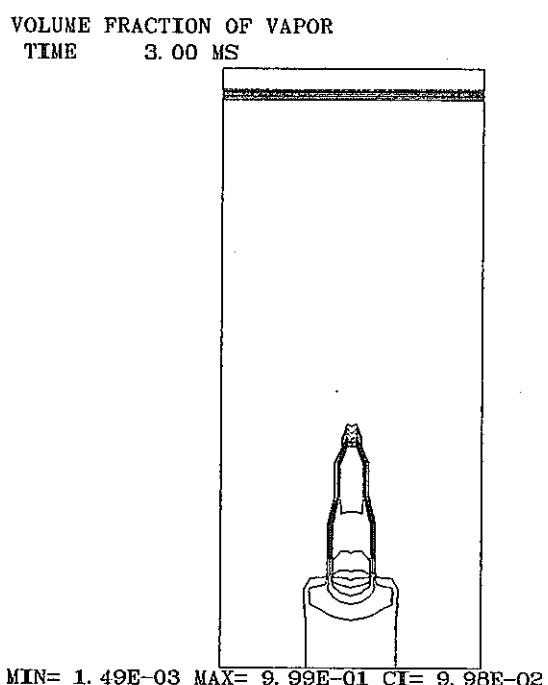
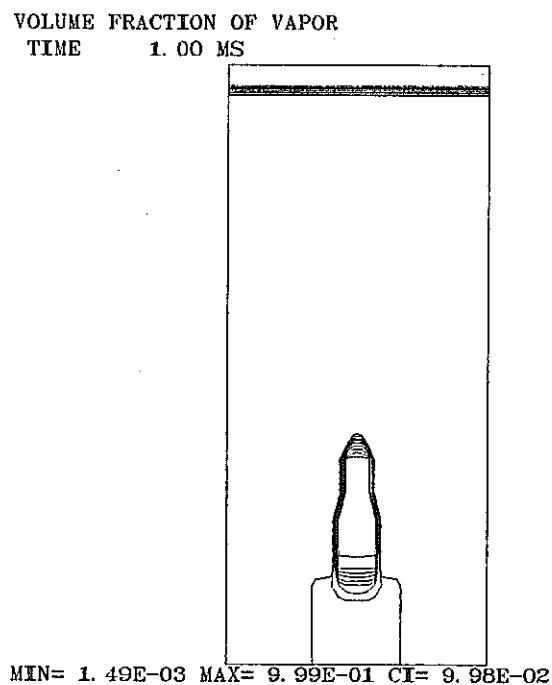
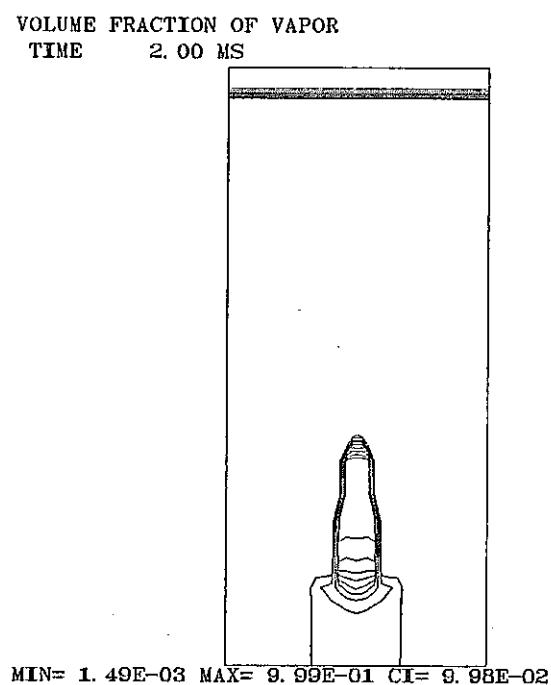
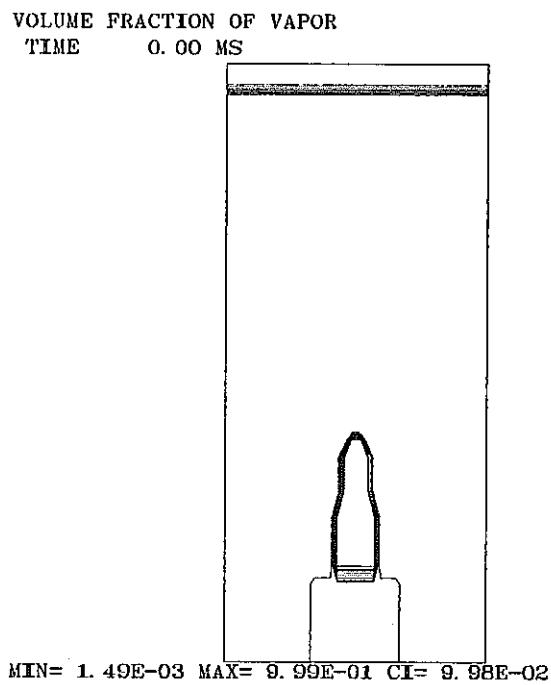
Fig. 4-18 にスラグ液面の上昇を SIMMER による解析結果と比較するが、多少時間のずれはあるものの V-4 試験に関しては良い一致が見られている。

V シリーズの SIMMER-II による解析結果を Table 4-6 に示す。すでに I シリーズの解析で述べた様にカバーガス圧力の比較は重要とはならないし、又、SIMMER で完全に合わせることは出来ない。スラグインパクト時間に関しては、上で比較した V-4 試験に関しては、ほぼ一致が見られるものの V-2 試験に関しては約 4 ms 解析の方が早くインパクトしている。

4.4.3 V シリーズ解析結果の検討

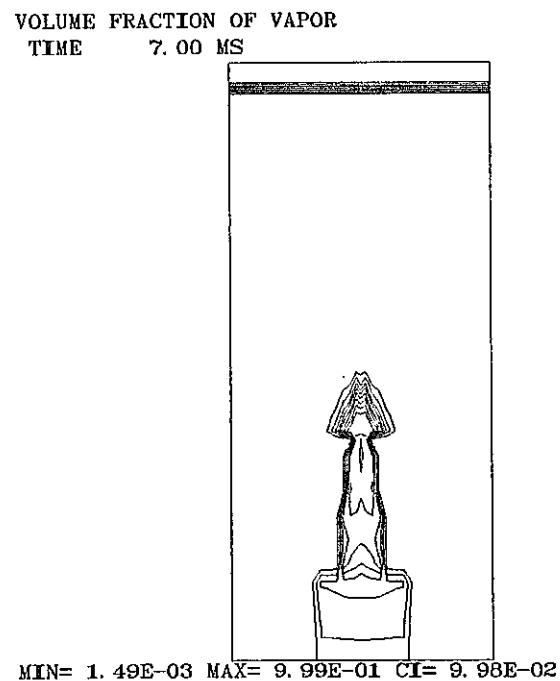
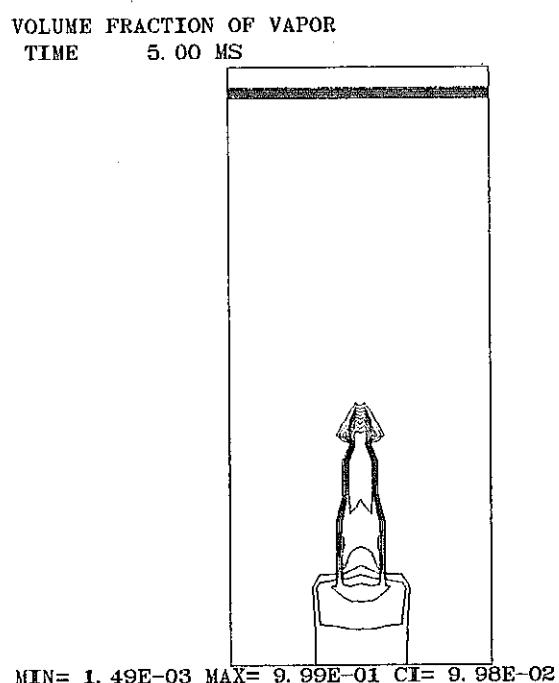
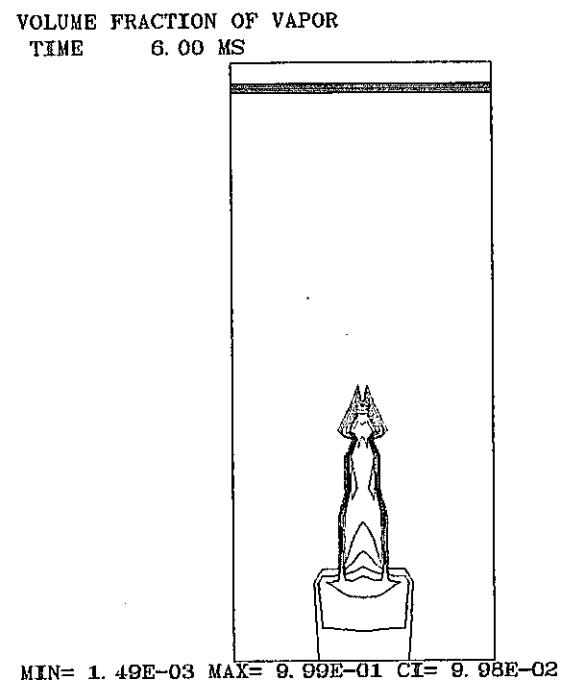
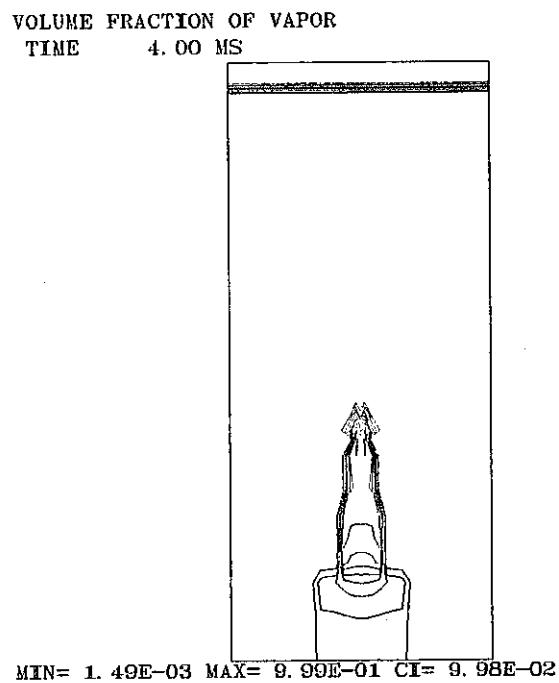
今回解析した V-2, V-4 試験は、これまでに解析の対象とした I シリーズ、N シリーズに比べ、ダイアフラムが 50% しか開いていないという特徴がある。ダイアフラム部でのしおり効果が効いて流体の噴出も抑制されることになる。第 2 章で強調した様に気泡の挙動において entrainment 現象が重要となるが、同じ初期圧力に対しても流体の噴出速度が遅い分だけ entrainment の効果も小さくなっている可能性が大きい。又、ダイアフラムの開度 50% というのは SIMMER では 50% の流路面積を与えることで模擬したが、そこから生じる不確定性も大きいであろう。さらに、V-4 試験では初期圧力が低い（1.8 MPa、他の比較した試験は 2.1 MPa）ため、より entrainment の効果が小さくなっている可能性がある。

次に N シリーズにおいて N-17 試験の解析を行ったのと同様の方法で、SIMMER-II により entrainment の効果の模擬を試る。すなわち 4.3.3 節で述べた方法であり、熱伝達係数を調整して得られた結果を Fig. 4-9 に示す。Fig. 4-9 は V-2 試験に対する解析結果であり、V-4 試験はほぼ解析と実験が一致しているのでこの様な調整は行っていない。下表に今までの結果をまとめると。



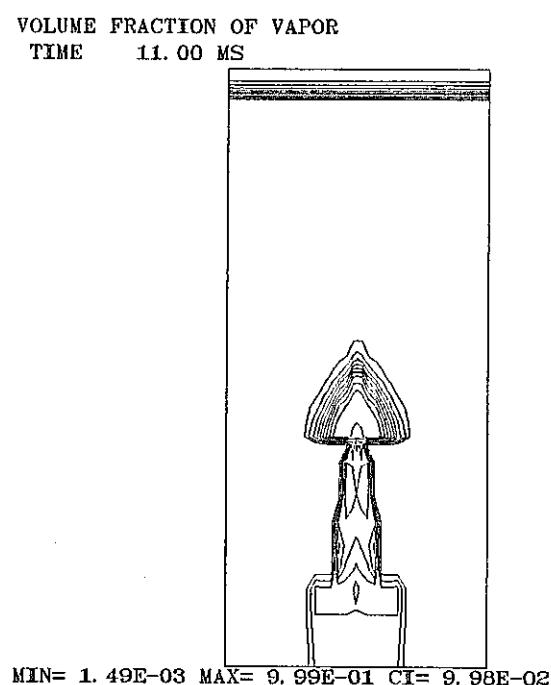
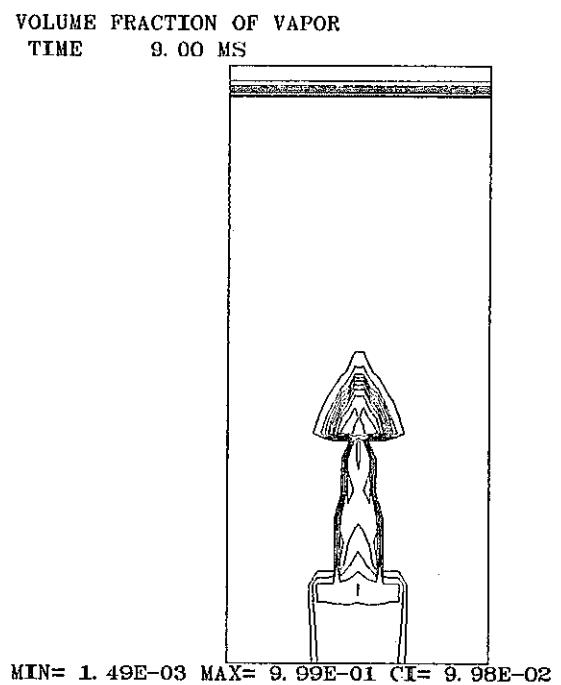
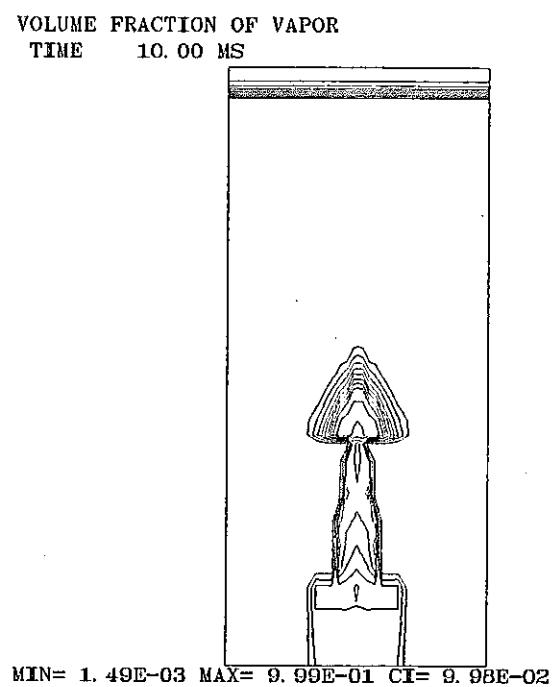
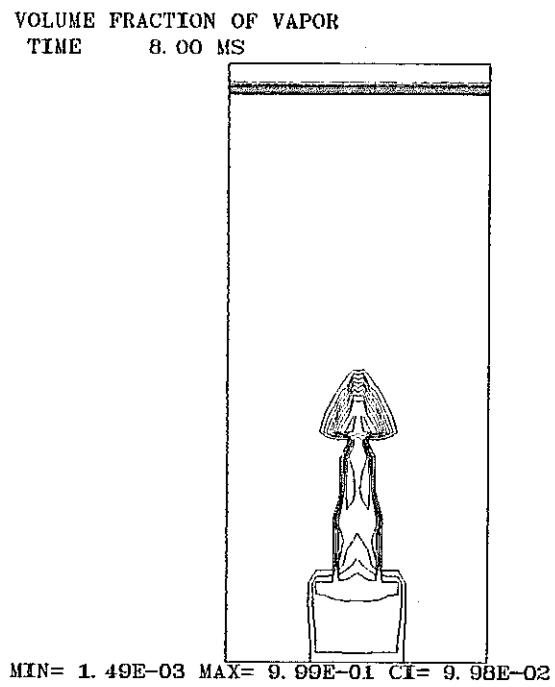
PNC 85 2 388

Fig. 4-16 Bubble Expansion Behavior Calculated by SIMMER-II
for Test V-4



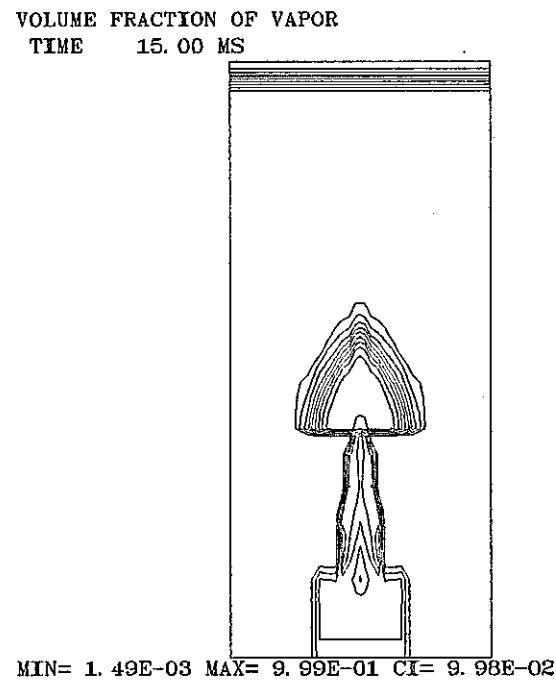
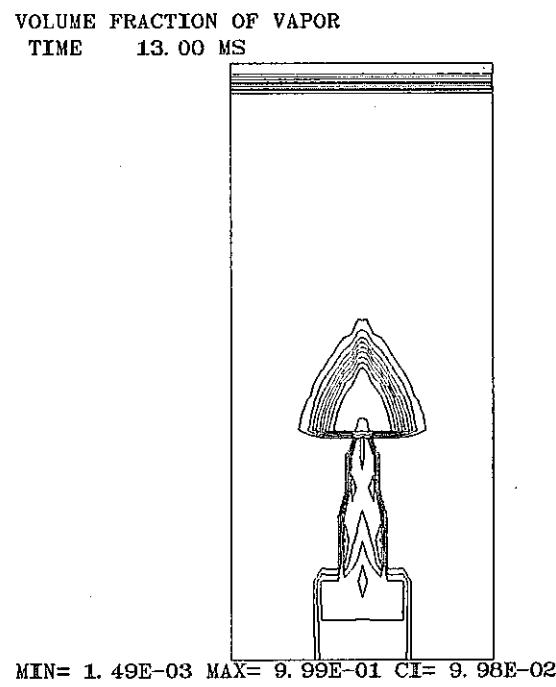
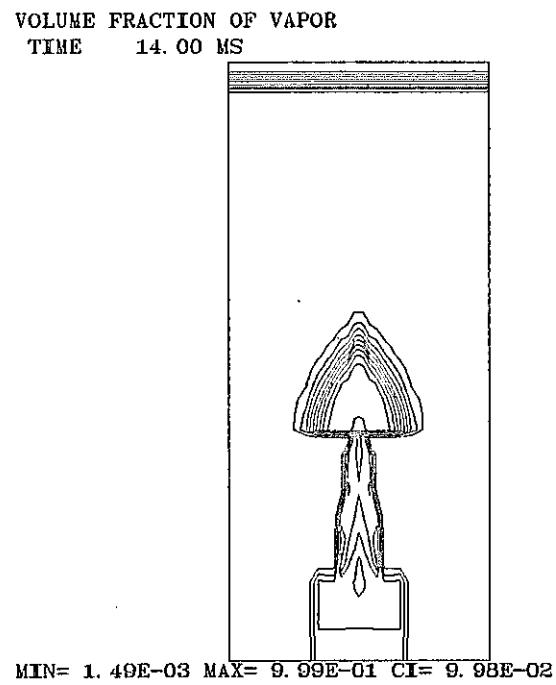
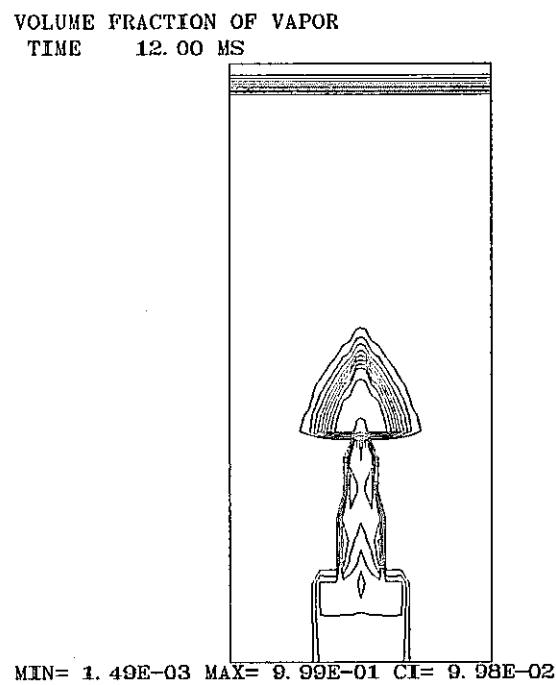
PNC 85 2 389

Fig. 4-16 (continued)



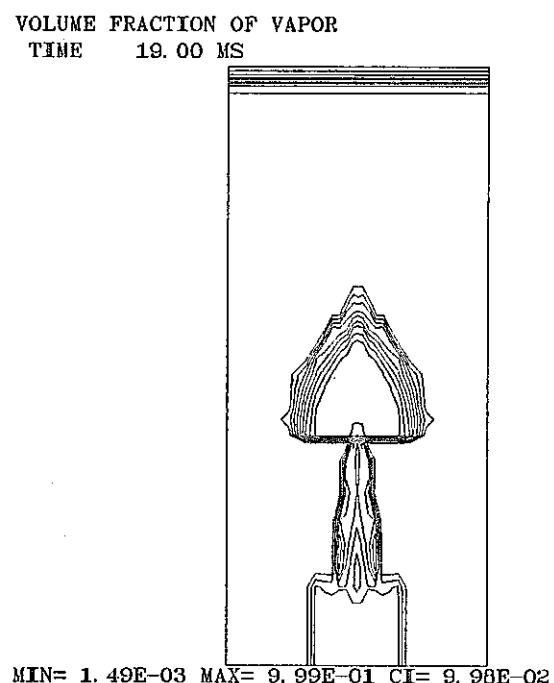
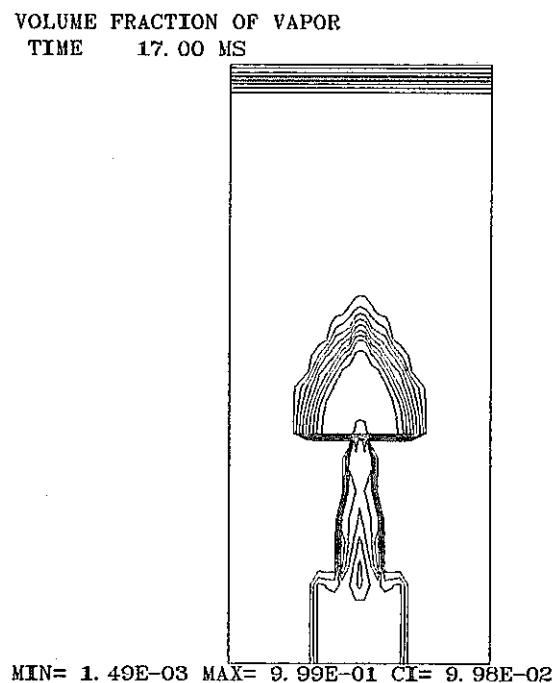
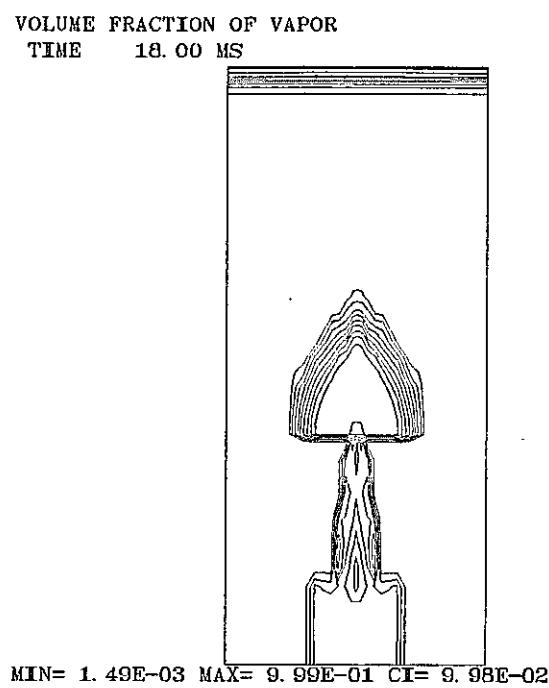
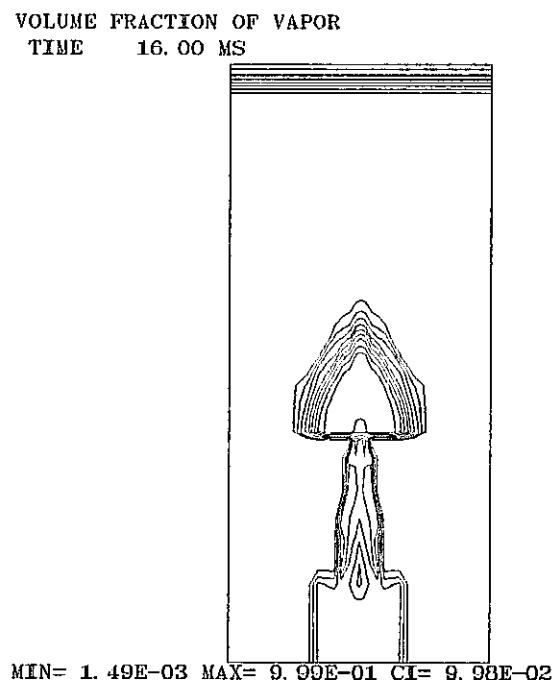
PNC 85 2 390

Fig. 4-16 (continued)



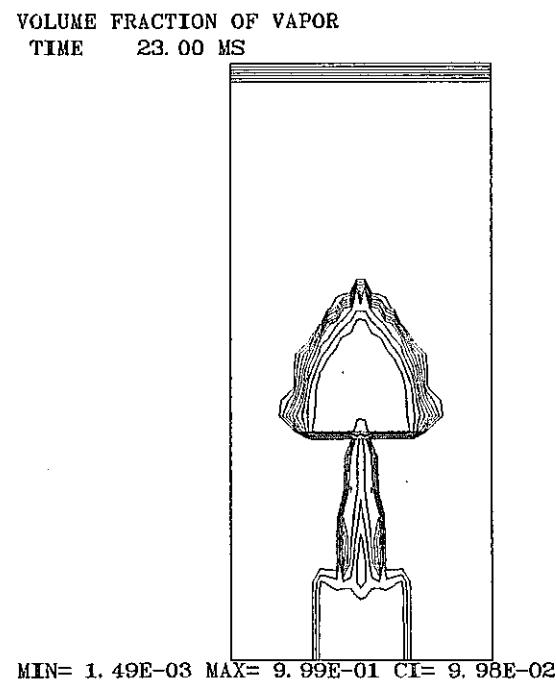
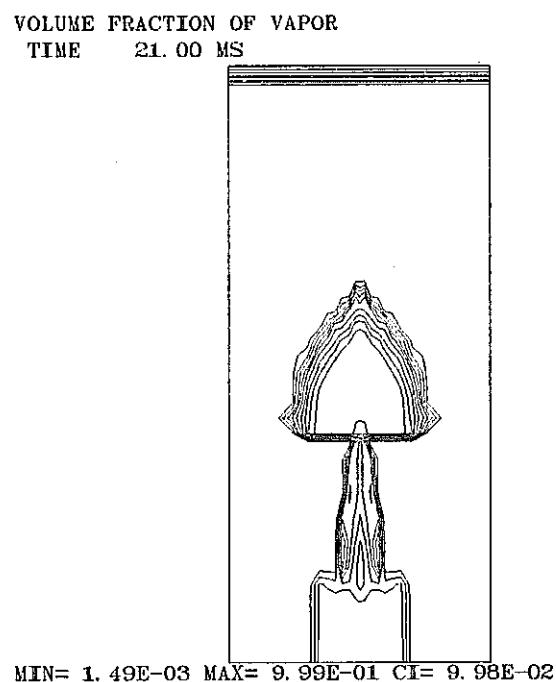
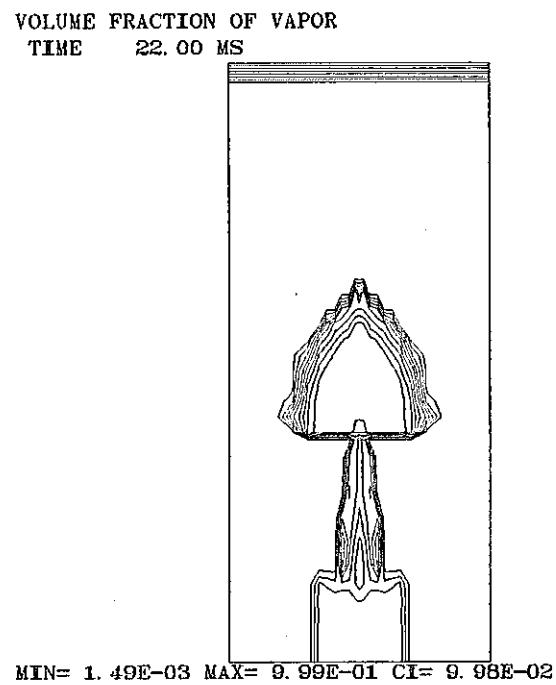
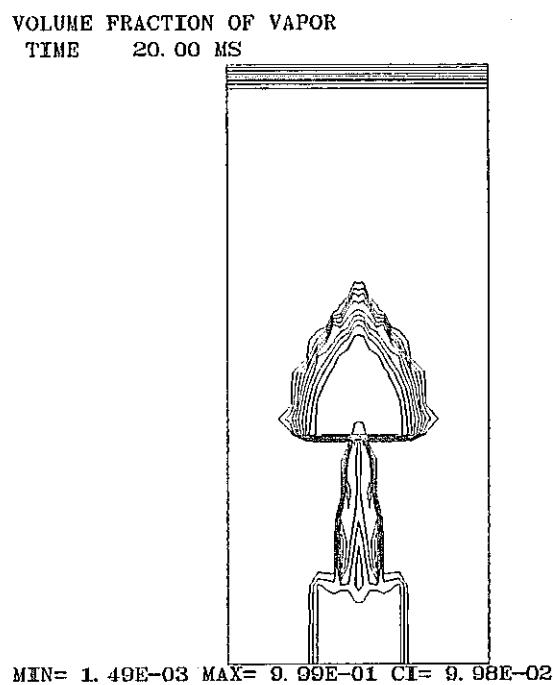
PNC 85 2 391

Fig. 4-16 (continued)



PNC 85 2 392

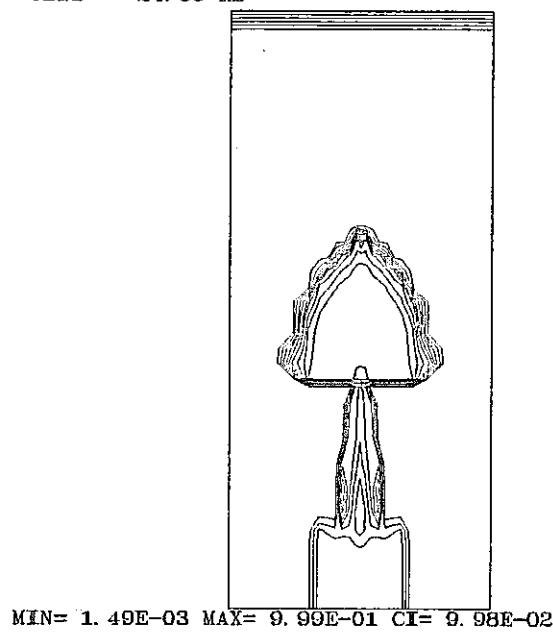
Fig. 4-16 (continued)



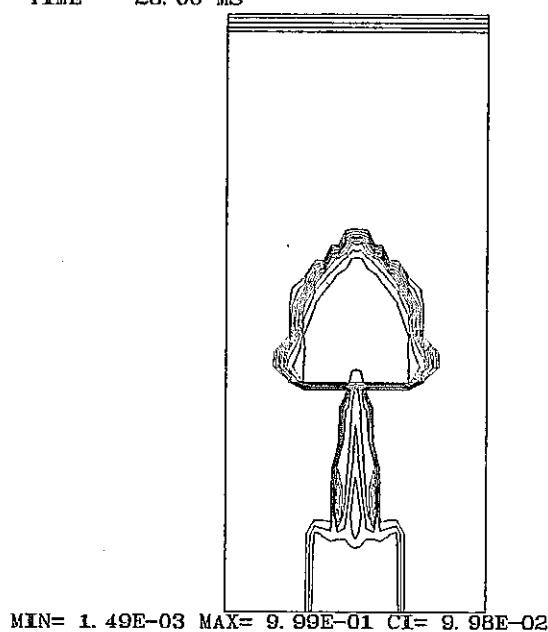
PNC 85 2 393

Fig. 4-16 (continued)

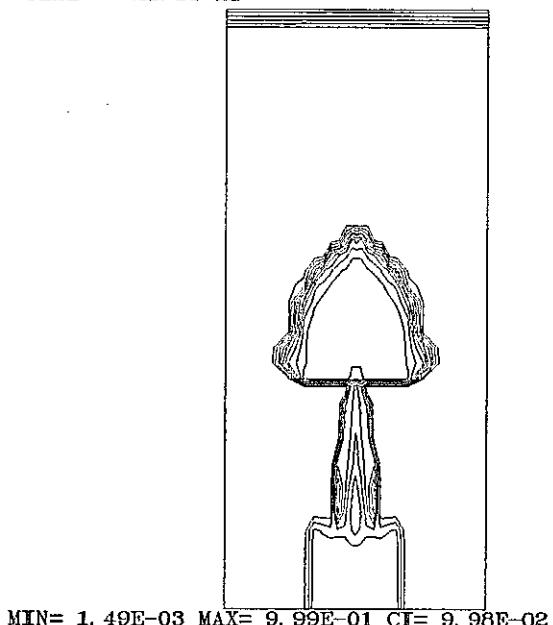
VOLUME FRACTION OF VAPOR
TIME 24.00 MS



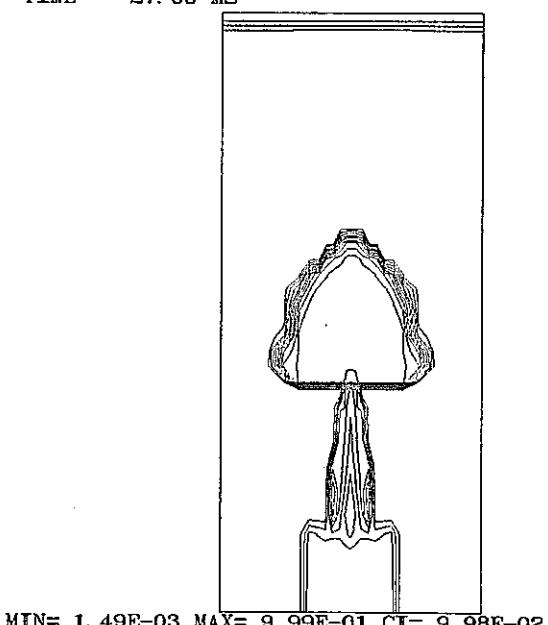
VOLUME FRACTION OF VAPOR
TIME 26.00 MS



VOLUME FRACTION OF VAPOR
TIME 25.00 MS

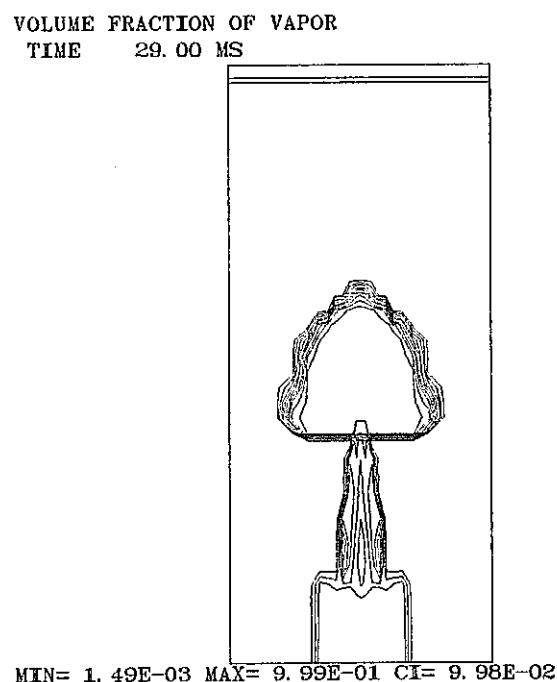
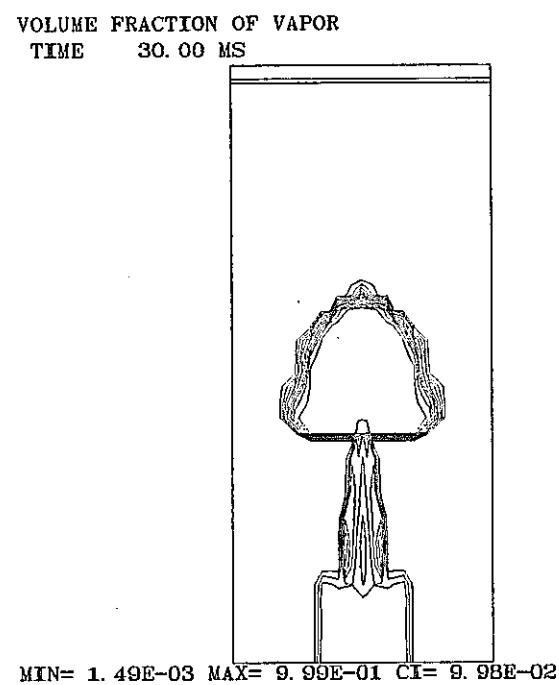
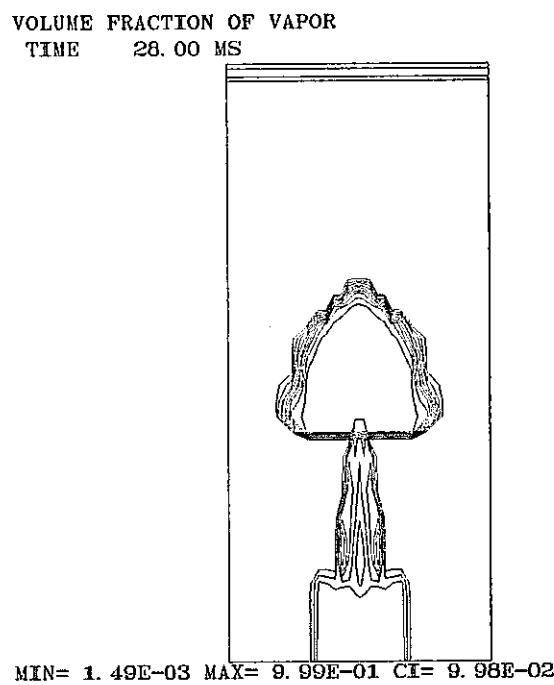


VOLUME FRACTION OF VAPOR
TIME 27.00 MS



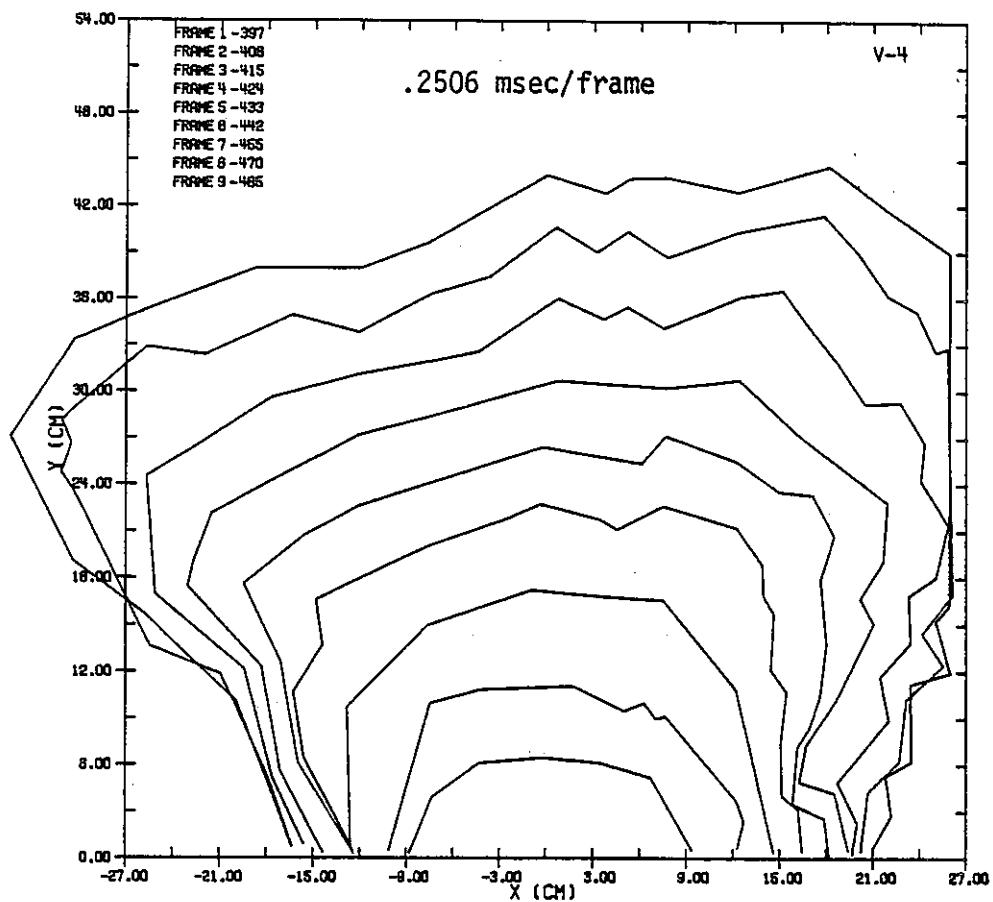
PNC 85 2 394

Fig. 4-16 (continued)



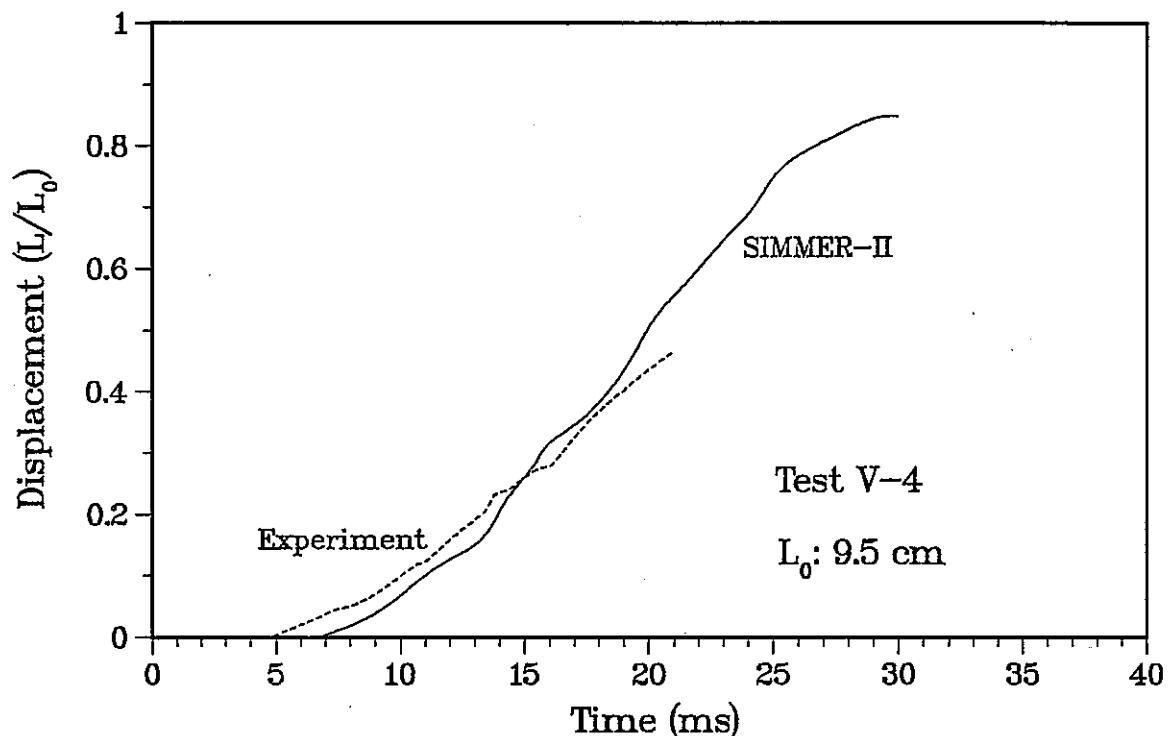
PNC 85 2 395

Fig. 4-16 (continued)



PNC 85 2 396

Fig. 4-17 Experimentally Observed Bubble Expansion Behavior
in Test V-4 [Ref. (17)]



PNC 85 2 397

Fig. 4-18 Comparison of Liquid Slug Displacement for Test V-4

Table 4-6 Comparison of Slug Impact Times in V-Series Experiments

Test	Experimental Slug Impact Time (ms) center	Experimental Slug Impact Time (ms) edge	SIMMER-II Slug Impact Time (ms)	Experimental Peak Cover Gas Pressure (MPa)	SIMMER-II Peak Cover Gas Pressure (MPa)
V-2	28.2	28.3	24.0	1.32	1.73
V-4	28.8	29.1	29.6	0.80	1.22

PNC 85 2 398

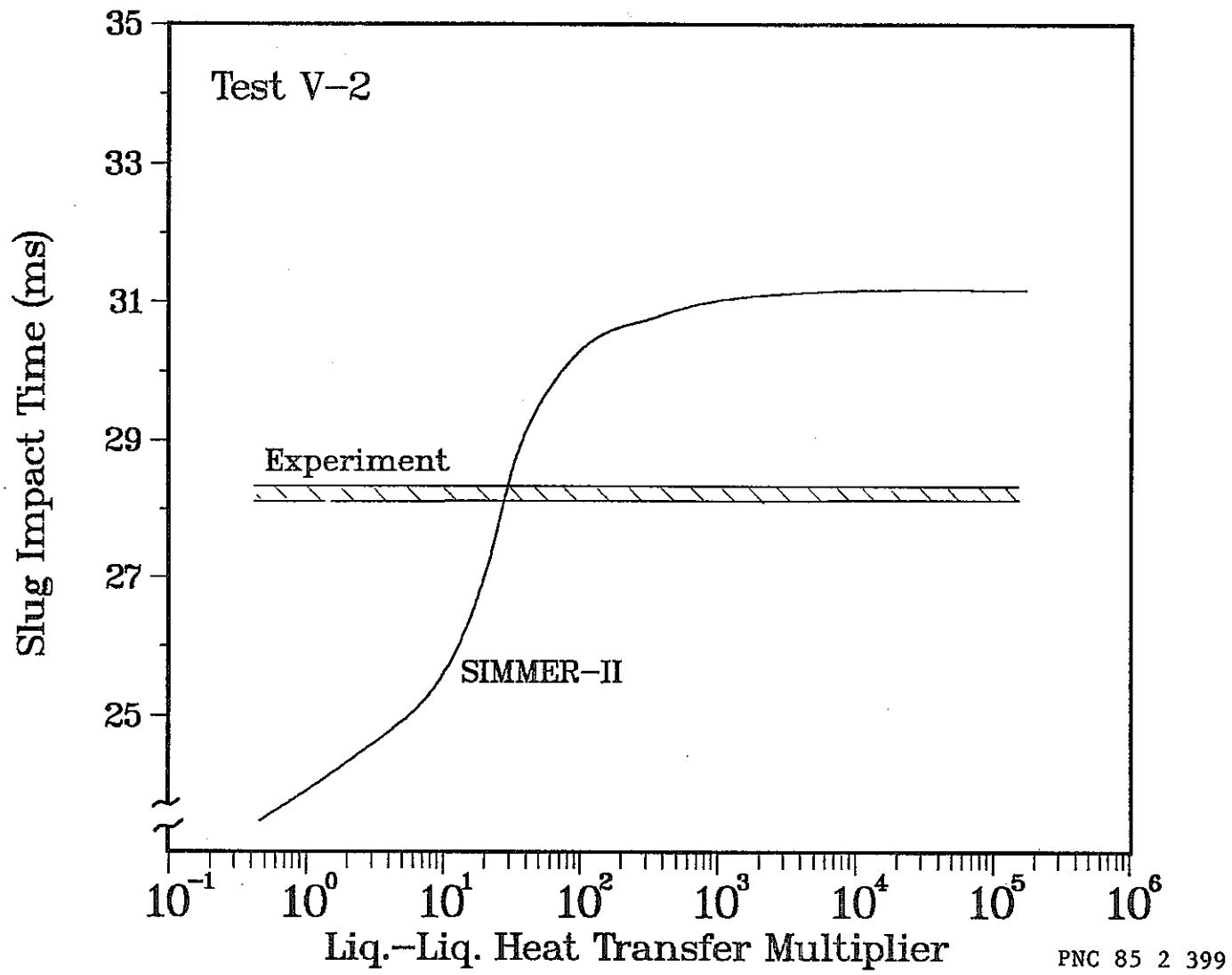


Fig. 4-19 Effect of Liquid-Liquid Heat Transfer Coefficient on
Slug Impact Time for Test V-2

SIMMER液-液熱伝達によるEntrainment の模擬

Test	流体 (高温-低温)	初期圧力 (MPa)	SIMMER液-液熱伝 達係数の乗数
V-17	水-水	2.14	~ 200
V-2	水-メタノール	2.14	~ 30
V-4	エテレンジリコール-水	1.86	~ 1

SIMMER の液-液（特に気液界面での高温流体-低温流体）間の熱伝達係数に対する multiplier を entrainment による冷却効果模擬のための調節パラメータと考えてきた訳であるが、現状では全てのケースに対して同一パラメータの値で模擬することはできない。これは entrainment 現象が、初期圧力、流体の違い、各流体の初期条件の違い（例えばサブクール度など）等に左右される複雑な現象であるためである。この様な観点から Omega 試験の試験マトリックスを見直してみると、必ずしも再現性確認をカバーした上で考え得る条件の範囲で entrainment 現象を実験的に把握するのに十分とは言えない。

V-2 試験における低沸点流体（プールのメタノール）の蒸発の効果に関しては、実験的にもメタノールの蒸発の効果は特に現われていないし、SIMMER による解析でも V シリーズに比べて大きな傾向の差違は見られていない。V-2 試験も V シリーズ同様に、現象としては高温流体の凝縮の効果が支配的であったと考えられる。

4.4.4 V シリーズ解析の結論

V シリーズに対しては、2つの試験の解析しか行っていないため、必ずしも普遍的な結論を引き出すことはできないが、以上の検討結果をまとめると以下の様に結論できる。

- (1) Omega 試験の V シリーズは、炉心膨張模擬試験の中でも水以外の流体を用いた数少ない試験である。実機炉心物質に対する模擬度は別としても、物質の相違による結果の差が、単に物性値の差のみに起因するものか、あるいは物質の違いが現象自体に差を及ぼすものであるか、を把握しておくことが、実機への外挿性を検討する上で不可欠である。
- (2) V シリーズにおいても V シリーズ同様に気泡界面における entrainment 発生による気泡冷却の効果が重要となり、SIMMER による運動エネルギー低減効果を検討する上でも重要となる。
- (3) スラグの運動エネルギーの目安として、スラグインパクト時間を比較すると、V-2 試験では解析の方が約 4 ms 短く、V-4 試験ではほぼ同様の値が得られた。V シリーズの V-17 試験と同様に、高温流体-低温流体間の熱伝達係数の調節による entrainment の効果の模擬を行うことが可能である。

- (4) この際の調整係数（熱伝達係数に対する multiplier）は、比較した 3 つの試験（V-17, V-2, V-4）に対して異った値となつたが、これは entrainment の効果が 3 つの試験で異っていたことを意味する。もちろん、初期条件の相違は別として、V シリーズではダイアフラムの開度が 50 % であるという特殊性もあり、直接の比較は困難である。又、比較した V シリーズの試験がメタノール、エテレンジリコールに対してそれぞれ 1 例ずつしかないという点も忘れてはならない。
- (5) 今回の解析の範囲内で、entrainment 現象（実機解析の立場からは蒸気泡の凝縮による運動エネルギーの低減効果）が物質の相違により左右される、という結論を出すのは早計であろう。entrainment 現象が物質による現象の相違以前に、初期条件（圧力）、高温流体の噴出速度、低温流体のサブクール度、両流体の物性値等多くのファクターに影響されると考えられるためである。
- (6) entrainment 現象をより現象的かつ定量的に理解して行くためには、やはり今後も実験データベースの拡充が不可欠であり、今回の様な解析をさらに継続する必要がある。

5. 結論

SIMMER-II コードによる炉心膨張過程における運動エネルギー低減効果の検証の一貫として、これまで本格的には解析の行われていない Purdue 大学の Omega 試験を SIMMER-II コードにより解析した。一連の解析の結果得られた主な結論を以下にまとめる。

- (1) 伝熱・相変化等の rate-limited process を含まない SIMMER-II の流体力学モデルはほぼ検証されたと考えてよい。
- (2) カバーガス圧力の挙動に関しては、閉じた空間の非凝縮性ガスが急激に圧縮される際に液面で entrainment が発生し、ガスが冷却される効果が実験的に報告されているが、これは SIMMER コードではモデル化されていない。現在の実機解析ではカバーガスの存在又は圧縮によるスラグ運動エネルギーの抑制の効果は考慮していないので、今回の解析でもカバーガス圧力の比較は重視しなかった。
- (3) 高温流体の噴出試験では、高温流体の 2 相気泡と低温流体との間の伝熱、特に蒸気の凝縮に伴なう気泡圧力の低下とその結果の運動エネルギーの低減が重要となる。さらに実験的には、気泡境界における entrainment の発生が報告されている。entrainment 現象の原因は Taylor の不安定性の様な純粋に流体力学的な効果の外に、蒸気の凝縮の不均一性の様に、より動的な現象が関与している可能性が強い。又、entrainment の効果は、初期噴出圧力、噴出速度、低温流体側の初期条件（慣性、サブクール度等）、物性値、等多くのファクターに影響されると考えられる。
- (4) entrainment の影響は、高温流体を含む 2 相気泡中に低温流体の液滴が取り込まれることにより、気泡温度・圧力が低下し、その結果スラグの加速が抑制され、運動エネルギーが低減される、という形で現われる。entrainment 自体は現在の SIMMER ではモデル化されていないが、その影響のみに着目するならば、高温流体-低温流体間の熱伝達係数を調節（増加）することで、スラグの運動エネルギーの低下を模擬できる。但し、これは気泡境界を含むメッシュセルの圧力を近似するだけであり、実際の entrainment は気泡体積全体に効果を持つものであることを考えること、現象自体を模擬することにはならない。
- (5) 今回解析を行った範囲内では、entrainment の効果を含む実験結果を再現するためには、上述の熱伝達係数を増加する必要があった。SIMMER-II の標準的なパラメータによる解析では、スラグインパクト時間を過小評価、すなわちスラグの運動エネルギーを過大評価する傾向にある。この意味からは低温流体中の蒸気泡の凝縮の取扱いに関しては、SIMMER-II による実機の炉心膨張過程の解析は保守性を有すると考えることができる。
- (6) (4)(5)で述べた熱伝達係数の調節に関しては、その乗数の値が試験（又は使用した流体）に

より異なったが、(3)で述べたように entrainment が種々の要因に依存するため、単に作動流体の相違により結果が異った、との結論を安易に出すことはできない。又、今回の解析の結果だけから実機への外挿性の問題に対して明確な答を出すこともできない。

- (7) 今後も同種の実験の継続により、実験データベースの拡充が望まれるところである。そこでは蒸気泡の凝縮が単に気液境界を通しての静的な熱移行の過程のみではなく、entrainment の様なより動的な現象により支配されることから、entrainment の実験的、現象論的な解明が必要とされる。
- (8) 一方解析サイドでも、今後増加するデータベースに対する今回の様な解析を継続することにより、実験的に明らかとされた現象、傾向を解析コードに反映させて行く必要がある。
- (9) 最後に、実機炉心膨張過程における運動エネルギーの低減効果の観点に立ち帰るなら、今回の解析で検討した蒸気泡の挙動よりもさらに大きな効果が期待できる炉心上部構造（上部ブランケット、FP ガスプレナムのピン構造）における熱的・流体力学的損失に関する SIMMER-II の検証が重要となる。

謝 辞

本研究の実施に当り、炉心安全工学室の斎藤正樹氏にはあらゆる面で御協力していただいた。特に同氏は、米国 Purdue 大学在職中、Theofanous 教授の下で実験責任者として、本研究で解析した Omega 実験を実施し、本研究に際しても、試験条件の詳細情報、解析ケースの選定、実験データの解釈、解析結果の検討に至るまで多くの有益な御助言をいただいた。又、同室の福沢義晴氏は現在炉心膨張模擬試験の実施を計画・準備中であり、本研究に対しても貴重なコメントをいただいた。

参考文献

- (1) 炉心安全工学室，“高速増殖炉の安全性に関する長期研究開発計画（案）一炉心の安全性に関する研究開発－” PNC SN908 84-02 (1984).
- (2) Marchaterre, J., et al., "Work-Energy Characterization for Core-Disruptive Accidents," Proc. Int. Mtg. on Fast Reactor Safety and Related Physics, Chicago, Illinois, October 5-8, 1976.
- (3) Meyer, J.F., et al., "An Analysis and Evaluation of the Clinch River Breeder Reactor Core Disruptive Accident Energetics," NUREG-0122 (1977).
- (4) Smith, L.L., et al., "SIMMER-II: A Computer Code for LMFBR Disrupted Core Analysis," NUREG/CR-0453, LA-7515-MS, Rev. (1980).
- (5) Bell, C.R., et al., "Advances in the Mechanistic Assessment of Postdisassembly Energetics," Proc. Int. Mtg. on Fast Reactor Safety Technology, Seattle, Washington, August 19-23, 1979.
- (6) Bell, C.R., et al., "SIMMER-II Analysis of LMFBR Postdisassembly Expansion," Int. Mtg. on Nuclear Power Reactor Safety, Brussels, Belgium, October 16-19, 1978.
- (7) Bell, C.R., et al., "Impact of SIMMER-II Model Uncertainties on Predicted Postdisassembly Dynamics," NUREG/CR-1058, LA-8053-MS (1979).
- (8) 近藤, 相沢, "SIMMER-II コードによる原型炉の HCDA Energetics 解析" PNC ZN241 80-08 (1980).
- (9) 福田, 他, "高速増殖原型炉「もんじゅ」 HDCA 解析, SIMMER-II コードによる炉心崩壊後の膨張過程予備解析," PNC ZN941 82-55 (1982).
- (10) 福田, 他, "高速増殖原型炉「もんじゅ」 HDCA 解析, SIMMER-II コードによる炉心崩壊後の膨張過程パラメータ解析," PNC ZN941 82-62 (1982).
- (11) Basdekas, D.L., et al., "A Quantification Testing Program Plan for SIMMER," NUREG-0457 (1978).
- (12) Scott, J.H., "Overview and Status of the SIMMER Testing Program," Proc. Int. Mtg. on Fast Reactor Safety Technology, Seattle, Washington, August 19-23, 1979.
- (13) Smith, L.L., et al., "SIMMER as a Safety Analysis Tool," Proc. LMFBR Safety Topical Meeting, Lyon-Ecully, France, July 19-23, 1982.
- (14) Saito, M. and Theofanous, T.G., "The Termination Phase of Core Disruptive Accidents in LMFBRs," Specialists' Workshop on

- Predictive Analysis of Material Dynamics in LMFBR Safety Experiments, LA-7938-C, Los Alamos, New Mexico, March 13-15, 1979.
- (15) Theofanous, T.G. and Saito, M., "The Termination Phase of Core Disruptive Accidents in LMFBRs," Proc. Int. Mtg. on Fast Reactor Safety Technology, Seattle, Washington, August 19-23, 1979.
 - (16) Theofanous, T.G. and Saito, M., "The Termination Phase of Core Disruptive Accidents in LMFBRs First Annual Progress Report," PNE-79-146, Purdue Univ., (1979).
 - (17) Simpson, J.J., Saito, M. and Theofanous, T.G., "The Termination Phase of Core Disruptive Accidents in LMFBRs 1980 Annual Report," PNE-81-151, Purdue Univ., (1981).
 - (18) Speis, T.P., et al., "Studies of Core Disruptive Accidents and Licensing Aspects of Fast Breeder Reactor," Annals of Nuclear Energy, Vol.3, 175-189 (1976).
 - (19) 石田, 遠藤, 青井, "高速増殖原型炉もんじゅ仮想的炉心崩壊事故解析(II)-SAS3D, VENUS-US-PM 2計算コードによるHDCA解析-", PNC ZN941 82 - 75 (1982).
 - (20) Bell, C.R. and Boudreau, J.E., "Application of SIMMER-I to the Postdisassembly Fluid Dynamic Behavior within an LMFBR Reactor Vessel," Los Alamos National Laboratory report to be published.
 - (21) Bell, C.R. and Boudreau, J.E., "Heat Transfer and Thermal Losses in Above-Core Regions," 2nd Int. Seminar on Containment of Fast Breeder Reactor (CONFABRE-2), Berlin, Germany (1979).
 - (22) Theofanous, T.G. and Bell, C.R., "An Assessment of CRBR Core Disruptive Accident Energetics," NUREG/CR-3224, LA-9716-MS (1983).
 - (23) Bell, C.R., "SIMMER-I: An S_n , Implicit, Multifield, Multicomponent, Eulerian, Recriticality Code for LMFBR Disrupted Core Analysis," LA-NUREG-6467-MS (1977).
 - (24) Bell, C.R. and Boudreau, J.E., "SIMMER-I Accident Consequence Calculations," Trans. Am. Nucl. Soc., Vol.27, 555 (1977).
 - (25) Henninger, R.J. and Alcouffe, R.E., "Disassembly Phase Energetics: An Examination of the Impact of SIMMER Models and Assumptions," NUREG/CR-1027, LA-7998-MS (1979).
 - (26) Schmuck, P., "The Postdisassembly Expansion Phase in HCDA Analysis (SNR-Type Reactor)," PSB-754, (1980).
 - (27) Schmuck, P., "The Postdisassembly Phase in LMFBRs: SIMMER Results and Their Evaluation," Proc. LMFBR Safety Topical Meeting, Lyon-Ecully, France, July 19-23, 1982.
 - (28) Wallis, G.B., "One-Dimensional Two-Phase Flow," McGraw-Hill Book

- Co., New York, 1969.
- (29) Tobin, R.J. and Cagliostro, D.J., "Effects of Vessel Structures on Simulated HCDA Bubble Expansions," SRI Technical Report No.5, Contract No. EY-76-C-03-0115 (1978).
- (30) Rexroth, P.E. and Suo-Antilla, A.J., "SIMMER Analysis of SRI High Pressure Bubble Expansion Experiments," Specialists' Workshop on Predictive Analysis of Material Dynamics in LMFBR Safety Experiments, LA-7938-C, Los Alamos, New Mexico, March 13-15, 1979.
- (31) Bott, T.F. and Bell, C.R., "SIMMER Analysis of SRI Postdisassembly Expansion Experiments," Proc. LMFBR Safety Topical Meeting, Lyon-Ecully, France, July 19-23, 1982.
- (32) Suo-Antilla, A.J., "Analysis of Postdisassembly Expansion Experiments," Proc. Int. Mtg. on Fast Reactor Safety Technology, Seattle, Washington, August 19-23, 1979.
- (33) Wilhelm, D., et al., "A Simulant-Material Experimental Investigation of Flow Dynamics in the CRBR Upper Core Structure," NUREG/CR-2866, LA-9478-MS (1982).
- (34) Chapyak, E.J. and Starkovich, V.S., "The Role of Similitude in the Design of LMFBR Safety-Related Simulation Experiments," Proc. Int. Meeting on Fast Reactor Safety Technology, Seattle, Washington, August 19-23, 1979.
- (35) Wilhelm, D., et al., "Upper Structure Dynamics Experiment and Analysis," Trans. Am. Nucl. Soc., Vol.38, p.375, 1981.
- (36) Wilhelm, D., et al., "Expansion of Flashing Fuel Simulants into the Upper Core Structures Using CRBR and SNR Geometries," Proc. LMFBR Safety Topical Meeting, Lyon-Ecully, France, July 19-23, 1982.
- (37) Suo-Antilla, A.J., "Nuclear Reactor Safety Quarterly Progress Report October 1 - December 31, 1979," NUREG/CR-1516, LA-8299-PR, (1980).
- (38) Rexroth, P.E., "Nuclear Reactor Safety Quarterly Progress Report October 1 - December 31, 1978," LA-7769-PR, NUREG/CR-0762, (1979).
- (39) Frosch, H.G., "SIMMER-II Calculation of COVA-Experiments," Proc. International SIMMER Workshop, Karlsruhe, Federal Republic of Germany, July 12-14, 1983.
- (40) Casadei, F. and Dalle Donne, M., "Experimental Investigations on the Accelerated One-Dimensional, One-Phase Flow and on the Forces Against the Dip-Plate and the Upper Reactor Plug During the

Expansion Phase," Proc. International SIMMER Workshop, Karlsruhe, FRG, July 12-14, 1983.

- (41) Dalle Donne, M. and Tartaglia, G., "Accelerated Two-Phase Flow Tests Through Perforated Plates," Proc. International SIMMER Workshop, Karlsruhe, FRG, July 12-14, 1983.
- (42) Royl, P., "THINA Out-of-Pile Experiment Injecting Thermite into a Sodium Plenum," 2nd Franco-DeBeNe-PNC Working Meeting on LMFBR Safety, PNC SD083 83-03, Tokyo, Japan, November 21-25, 1983.
- (43) 坂田, 他, "蒸気泡挙動試験-4, 水槽を用いた模擬実験, 共同研究報告書," PNC SN941 82-70 (1982).